

Mehrkomponenten-Dehnungsaufnehmer für das Monitoring von Bauwerken

vom

Fachbereich Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina
zu Braunschweig

zur Erlangung des Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Falk L. Tegtmeier
aus Braunschweig

Eingereicht am 17. Januar 2005

Mündliche Prüfung am 3. Mai 2005

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. H. Budelmann
Prof. Dr.-Ing. M. Peters
Prof. Dr.-Ing. U. Peil

2005

Inhaltsübersicht:

Vorwort	V
Zusammenfassung	VI
Summary	VII
1 Einleitung	1
1.1 Kosteneinsparungen in der Bauwerkserhaltung durch permanente Überwachung	2
1.2 Notwendigkeit und Aufgabenstellung zur Entwicklung eines Aufnehmers zur Messung von Dehnungen in Stahlbauwerken	6
2 Gegenwärtige Verfahren zur Dehnungsmessung im konstruktiven Ingenieurbau	7
2.1 Stand der Technik bei der Dehnungsmessung an Bauwerken	8
2.2 Anforderungen an einen Dehnungsaufnehmer für die Bauwerksüberwachung	15
3 Grundlagen der angewandten Methoden und Techniken	17
3.1 Darstellung und Messung von Kräften	18
3.1.1 Direktbelastungseinrichtungen	18
3.1.2 Hebelübersetzte Kraft-Belastungseinrichtungen	20
3.1.3 Hydraulisch übersetzte Kraft-Belastungseinrichtungen	21
3.2 Darstellung von Drehmomenten	22
3.3 Dynamische Kalibrierung von Kraftaufnehmern	23
3.4 Dehnungsmessstreifentechnik	24
3.4.1 Metallische Dehnungsmessstreifen	24
3.4.2 Halbleiter-Dehnungsmessstreifen	25
3.4.3 Alternative Funktionsprinzipien für Dehnungsmessstreifen	25
3.4.4 Das physikalische Wirkungsprinzip metallischer DMS	26
3.4.5 Bauformen und Applikation von Dehnungsmessstreifen	27
3.4.6 Ursachen der Empfindlichkeit von DMS gegenüber Feuchtigkeit	30
3.5 Aufbau von herkömmlichen Kraft- und Drehmomentenaufnehmern	31
3.5.1 Nichtlinearitäten und Kriechverhalten von Kraftaufnehmern	34
3.5.2 Thermische Einwirkungen auf Kraft- und Drehmomentenaufnehmer	35
3.5.3 Kompensationsschaltungen an Kraft und Drehmomentenaufnehmern	35
3.6 Messverstärker in der DMS-Technik	37
3.7 Messunsicherheiten nach GUM	43
3.8 Feuchtigkeitsprüfung bei der Bauartzulassung DMS-gestützter Wägezellen und andere Methoden zur Untersuchung von Feuchtigkeitseinflüssen auf Kunststoffe	48
3.9 Numerische Simulation mechanischer Spannungszustände	51

4.1	Versuchstechnisches Einrichtungen für die Sensorentwicklung	59
4.1	Dimensionierung von Sensor und Versuchseinrichtungen	60
4.2	Stabförmiger Belastungskörper	60
4.3	Darstellung verschiedener Kraft- und Drehmomentkomponenten zur Untersuchung des Sensors bei räumlicher Spannungsanregung	66
4.4	Überprüfung des Sensors auf Vorzugsrichtungen	68
4.5	Untersuchung des dynamischen Verhaltens der Sensoren	69
4.6	Angewandte Technik und Vorgehensweise bei der Bestimmung und Optimierung des Adaptionmodells	71
5.	Entwicklung eines neuartigen Messkörpers zur Dehnungsmessung in kleinen Messbohrungen	74
5.1	Grundsätzliche Ausführungsformen für den Dehnungsaufnehmer	75
5.2	Einpressung von übermäßigen, zylindrischen Sensoren	75
5.2.1	Ausführung als geschlitzter Spannring	76
5.2.2	Ausführung als gestauchter Hohlkörper	78
5.3	Einklebung von zylindrischen Sensoren	80
5.3.1	Epoxidharze als bestmöglicher, untersuchter Klebstoff	80
5.4	Verschraubung von Sensoren	83
5.4.1	Kombination der Adaptionmodelle Verspannung und Verschraubung	86
5.5	Sensoradaption durch Verspannung	89
5.6	Konstruktive Maßnahmen zur Ausweitung des nutzbaren Messbereichs bei verspannbaren Sensoren	91
5.6.1	Allgemeiner Aufbau runder, verspannbarer Sensoren	91
5.6.2	Konstruktive Verbesserungen an dem flanschartigen Bereich des Sensors	92
5.6.3	Konstruktive Verbesserungen an der Sensorspitze	95
5.6.4	Optimierte Ausführungsform runder, verspannbarer Sensoren	97
5.7	Ausweitung des theoretisch begrenzten Messbereichs bei Kraftschluss	100
5.7.1	Verspannbare Sensoren mit versteifenden Strukturen im Innenteil	100
5.7.2	Verspannbare Sensoren als vieleckige Federelemente	105
5.7.2.1	Konstruktives Layout des eckigen, verspannbaren Sensors	106
5.7.2.2	Untersuchung möglicher Resonanzen bei dynamischen Lastzuständen	109
5.7.2.3	Verifikation des Sensors bei Mehrkomponentenbelastung	112
5.7.2.4	Sonderausführungsform des Sensors für die Messung in tiefen Messbohrungen	114
5.7.2.5	Sonderausführungsform des Sensors für die Messung räumlicher Dehnungszustände	116
5.8	Auswahl und Härtung eines hochfesten Edelstahls für den Sensor	117

6.	Entwicklung eines Mehrfachgitter-DMS-Layouts mit integrierter Verschaltung für den eckigen, verspannbaren Messkörper	120
6.1	Probleme bei der Verwendung herkömmlicher DMS	121
6.2	Layout eines an die Sensorgeometrie angepassten Mehrfachgitter – DMS	123
6.21	Vorgehensweise bei der Verklebung des DMS im Sensorinneren	125
7.	Kalibrierung des neuartigen Dehnungs- und Spannungsaufnehmers	126
7.1	Prinzipielle Vorgehensweise bei der Kalibrierung	127
7.2	Runder Kalibrierkörper zur Darstellung ebener Dehnungszustände	128
7.3	Berechnung der Referenzdehnungszustände im runden Kalibrierkörper	128
7.4	Bestimmung der Kalibrierkonstanten des Sensors	134
7.5	Eckiger Kalibrierkörper zur schnellen, kostenextensiven Kalibrierung für die industrielle Fertigung des Sensors	136
8	Kapselung der Sensoren und Lebensdaueruntersuchungen	139
8.1	Versuchstechnisches Vorgehen zur Darstellung beschleunigter Alterungsvorgänge	140
8.2	Untersuchung und Optimierung verschiedener Kunststoffkapselungen	141
8.3	Reduzierte Wasserdiffusion durch Kombinationseffekte an den Grenzschichten zwischen zwei Kunststoffen	142
8.4	Unterbindung einer Diffusion von Feuchtigkeit entlang der Anschlusskabel und der Grenzschicht zwischen Kunststoff und Sensormaterial	143
8.5	Fertigung und Lebensdauer der neuen Kunststoffkapselung	145
8.6	Ausführungen von anwendungsspezifischen Kapselungen für die industrielle Fertigung	147
9.	Ersatzbauwerke zur Simulation typischer Schäden	149
9.1	Zielsetzung der Untersuchung mit Ersatzbauwerken	150
9.2	Rissdetektion typischer Schäden mittels Differenzmessverfahren	150
9.3	Versuchsaufbau „Ersatzbauwerk“	152
9.4	Rissdetektion und Ableitung der notwendigen Sensoreigenschaften anhand des Ersatzbauwerks	154
9.5	Verifikation von Sensor und Messverfahren in Zusammenarbeit mit anderen Forschungseinrichtungen anhand dortiger Simulationsbauwerke	156

10.	Bestimmung der Messunsicherheit nach GUM	158
10.1	Untersuchung der einzelnen Unsicherheitsbeiträge	159
10.1.1	Unsicherheit w_{Mo} aufgrund des Montagevorgangs	160
10.1.2	Unsicherheit w_{D} aufgrund von Toleranzen des Messbohrungsdurchmessers	162
10.1.3	Unsicherheit w_{W} aufgrund der Wiederholpräzision	163
10.1.4	Unsicherheit w_{H} durch Umkehrspanne (Hysterese)	164
10.1.5	Unsicherheiten w_{K} durch Signal-Kriechverhalten	165
10.1.6	Unsicherheit w_{T} durch Temperaturschwankungen	165
10.1.7	Unsicherheit w_{V} des Messverstärkers	167
10.1.8	Unsicherheit w_{Ka} bei der Bestimmung der Kalibrierkonstanten des Sensors	167
10.2	Modell der relativen, kombinierten Standardunsicherheit für den Einsatz des Sensors bei vergleichenden Messungen (Differenzmessverfahren)	168
10.3	Modell der relativen, kombinierten Standardunsicherheit für den Einsatz des Sensors zur Dehnungsanalyse	169
10.4	Beurteilung der Messunsicherheit des Sensors	171
12	Zusammenfassung	172
11	Ausblick	173
	Verzeichnis der verwendeten Formelzeichen	174
	Literaturverzeichnis	177

Vorwort

Die hier vorliegende Arbeit entstand während meiner Arbeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Physikalisch - Technischen Bundesanstalt (PTB) im Rahmen des DFG-Sonderforschungsbereiches (SFB) 477 „Sicherstellung der Nutzungsfähigkeit von Bauwerken mit Hilfe innovativer Bauwerksüberwachung“ an der TU-Braunschweig.

Mein ganz besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Peters. Als Teilprojektleiter war er wesentlich an dem Gelingen meiner Promotion und an der erfolgreichen Durchführung des Projektes beteiligt. Insbesondere hat aber sein Wirken als Abteilungsleiter - sicher auch in Interaktion mit den Mitarbeitern - zu einem Arbeitsumfeld geführt, das mir in einer sehr harmonischen und kreativen Umgebung sehr viel Spaß und Freude an der Arbeit bereitet hat.

Besonderen Dank möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Budelmann als Hauptgutachter sowie den weiteren Gutachtern Herrn Prof. Dr.-Ing. U. Peil und Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Peters für die freundliche Bereitschaft zur Begutachtung dieser Promotion und die anregende Mitarbeit an diesem Projekt innerhalb des SFB aussprechen.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. F. S. Rostásy möchte ich mich für die Übernahme des Vorsitzes innerhalb der Prüfungskommission bedanken.

Das von mir bearbeitet Teilprojekt C3 des SFB 477 „Bauwerksüberwachung“ wurde durch die DFG in den Jahren 1998 bis 2003 gefördert. Für die mir durch die DFG zur Verfügung gestellten Möglichkeiten möchte ich mich ausdrücklich bedanken. Ebenfalls danke ich allen Mitarbeitern innerhalb des SFB für das herausragend gute und anregende Arbeitsklima sowie für die übergreifende Hilfe und gute Zusammenarbeit zwischen den einzelnen Teilprojekten. Mein besonderer Dank gilt insbesondere dem Sprecher des SFB, Herrn Prof. Dr.-Ing. U. Peil.

Für das hervorragende Arbeitsklima und die ausnahmslos überragende Hilfsbereitschaft möchte ich mich bei allen Mitarbeitern der PTB-Fachbereiche 1.1 und 1.2 bedanken, insbesondere bei den an dem DFG-Projekt mitwirkenden Mitarbeitern Herrn Dr.-Ing. Röske und Herrn Dipl.-Ing. Wedmann, Frau Brüdern, Herrn Seckelmann und Herrn Dr.-Ing. Kobusch, der mir viele konstruktive Anregungen beim Zusammenschreiben dieser Arbeit gegeben hat.

Kapitel 5 verdeutlicht, mit welchem Aufwand und welcher Präzision im wissenschaftlichen Gerätebau der PTB eine Vielzahl von Sensoren gefertigt wurden. Die dort für die experimentellen Untersuchungen hergestellten Bauteile haben aufgrund ihrer geringen Toleranzen höchste Fähigkeiten abverlangt. Dafür möchte ich mich bei allen Kollegen, insbesondere Herrn Rother, Herrn Heyne, Herrn Pramann, Herrn Strutz und Herrn Jürgens bedanken. Ich danke dem Justitiariat der PTB für Hilfe bei der Erstellung der Patentschrift zu dem Sensor aus dieser Arbeit.

Mir persönlich bleibt diese Arbeit aufgrund der herausragenden Kollegialität aller an diesem Projekt beteiligten Mitarbeiter - in der PTB und im SFB - als sehr angenehme Zeit in Erinnerung.

Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wird über die Entwicklung eines neuartigen Sensors zur Langzeitmessung von Dehnungen in Bauwerken berichtet. Mit Hilfe dieses Sensors sollen die für eine langfristige Überwachung benötigten Informationen über den mechanischen Belastungszustand des Bauwerks ermittelt werden. Bei Veränderungen an der Bauwerkssubstanz spielen insbesondere lastbedingte Dehnungen eine große Rolle, die sich mittels Dehnungsmessstreifen (DMS) präzise erfassen lassen. Langzeitmessungen scheiterten jedoch in der Vergangenheit an der Empfindlichkeit der DMS gegenüber klimatischen Einflüssen. Die Applikation der DMS an einem Bauwerk ist zudem sehr aufwendig. Im Rahmen dieser Arbeit wurde erstmalig ein gekapselter Aufnehmer entwickelt, mit dem die Dehnungszustände im Inneren der Baukonstruktion gemessen werden können. Die innerhalb des Sensors untergebrachte, empfindliche DMS-Technik ist dabei vor Umwelteinflüssen geschützt, was eine hohe Lebensdauer ermöglicht.

Da vergleichbare Messverfahren aus der Vergangenheit nicht bekannt sind, musste zunächst ein geeignetes Sensorprinzip gefunden und auf seine Eigenschaften untersucht werden. Eine umfassende Analyse verschiedener Adaptionskonzepte führte schließlich zur optimalen Form als vieleckiger, vorgespannter Federkörper. Die Erzeugung der für die Fixierung im Bauwerk notwendigen Vorspannung wird dabei durch den Aufbau aus zwei ineinander verspannten, gleichsinnig konischen Körpern ermöglicht.

Ein eigens für das kompakte Sensordesign entworfener Mehrfachgitter-DMS ermöglicht mit seinen drei Wheatstone'schen Brückenschaltungen die Messung aller drei unbekannten Komponenten des ebenen Dehnungszustands. Um den DMS im Sensorinneren auch über Jahre vor klimatischen Einflüssen zu schützen, wurde eine geeignete Kapselung entwickelt und in Langzeituntersuchungen erprobt. Speziell erstellte Prüfverfahren erlauben dabei eine zuverlässige Lebensdauerprognose. Die auf diesem Wege validierte, neuartige Kunststoffkapselung hat eine prognostizierte Lebenserwartung von bis zu 70 Jahren.

Mit Hilfe eines speziellen Kalibrierkörpers lässt sich eine Übertragungsmatrix zwischen den Dehnungskomponenten und den Messsignalen bestimmen. Die Einsatzfähigkeit des Sensors für die Bauwerksüberwachung wurde an Ersatzbauwerken durch experimentelle Simulationen typischer Schadensszenarien überprüft. Dabei konnten Schäden schon im Frühstadium erkannt werden.

Die Messunsicherheiten des entwickelten Sensors werden durch ein Messunsicherheitsbudget entsprechend GUM quantifiziert. Der Sensor erreicht eine maximale relative Standardmessunsicherheit von 1,7 % bei einer Auswertung bezüglich der Dehnungen bzw. 0,45 % beim direkten Vergleich der Messsignale zweier Sensoren (Differenzmessverfahren).

Der Sensor ist inzwischen patentiert und wird zukünftig von einem Lizenznehmer gefertigt und kommerziell vertrieben.

Summary

The present paper reports on the development of a novel sensor for long-term measurement of strains in structures. This sensor shall provide the information on the mechanical loading state of the structure required for long-term surveillance. When changes on the substance of the structure are observed, strains due to load, which can be exactly determined by means of strain gauges, are of particular importance. In the past, long-term measurements have, however, failed due to the sensitivity of the strain gauges to climatic influences. Moreover, application of strain gauges on structures is very laborious. Within the scope of this paper, for the first time an encapsulated sensor has been developed which allows the strain states inside a structure to be measured. The sensitive strain gauge technique accommodated inside the sensor is protected against environmental influences which makes a long useful life possible.

As comparable measuring procedures have so far not been known, first of all an appropriate sensor principle had to be found and its properties investigated. A comprehensive analysis of different adaptation concepts finally furnished the optimal form of a polygonal prestressed spring. The arrangement of two bodies tensed up within each other and conical in the same direction, allows the pre-stress required for fixing in the structure to be generated.

With its three wheatstone full-bridge wirings, the multiple-grid strain gauge specially designed for the compact sensor design allows all three unknown components of the plane states of strain to be measured. To protect the strain gauge inside the sensor against climatic influences over several years, a suitable encapsulation was developed and tested in long-term tests. Especially elaborated test procedures allow a reliable prognosis for the useful life to be made. The novel plastics encapsulation validated in this way has an estimated useful life of up to 70 years.

A special calibration body allows a transformation matrix between the components of strain and the measuring signals to be determined. Usability of the sensor for structural surveillance was investigated by experimental simulations of typical damage scenarios on dummy structures. This allowed damages to be recognized already in an early stage.

The measurement uncertainties of the sensor developed are quantified by an uncertainty budgeted in accordance with GUM. The sensor reaches a maximum relative standard uncertainty of 1.7% for the evaluation of strain, and of 0.45% when the measuring signals of two sensors are directly compared (differential measuring method).

The sensor has meanwhile been patented and will in future be commercially marketed by a licensee.

Kapitel 1

Einleitung

In den vergangenen Jahren sind die Aufwendungen zur Bauwerksunterhaltung stark angewachsen. Sie stellen in der Zukunft eine nicht unerhebliche Belastung für die Volkswirtschaft dar. Neue Methoden der Bauwerksüberwachung und –Erhaltung sind notwendig, um den steigenden Kosten entgegenzuwirken. Zur Erforschung neuer Methoden der Bauwerksüberwachung wurde an der Technischen-Universität Braunschweig der Sonderforschungsbereich (SFB) 477 „Sicherstellung der Nutzungsfähigkeit von Bauwerken mit Hilfe innovativer Bauwerksüberwachung“ eingerichtet, der von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) gefördert wird. Ein erfolgreich abgeschlossenes Teilprojekt des SFB beinhaltet die Entwicklung eines neuartigen Dehnungsaufnehmers und wird in dieser Arbeit umfassend dokumentiert. Der wirtschaftliche und wissenschaftliche Hintergrund der Aufgabenstellung wird nachfolgend in der Einleitung erläutert.

1.1 Kosteneinsparungen in der Bauwerkserhaltung durch permanente Überwachung

Europa steht vor einem nachhaltigen Strukturwandel im Bauwesen. Den überdurchschnittlichen Zuwachsraten in der Bauwerkserhaltung steht eine Reduzierung des Neubaubereiches gegenüber. Ursache für die Umstrukturierung ist eine Sättigung des Marktes an bestehenden Objekten mit häufigen Nutzungsänderungen und fortschreitender Alterung. Die erforderlichen Restrukturierungsinvestitionen stellen dabei eine schwere Hypothek für die Volkswirtschaft in den kommenden Jahren da.

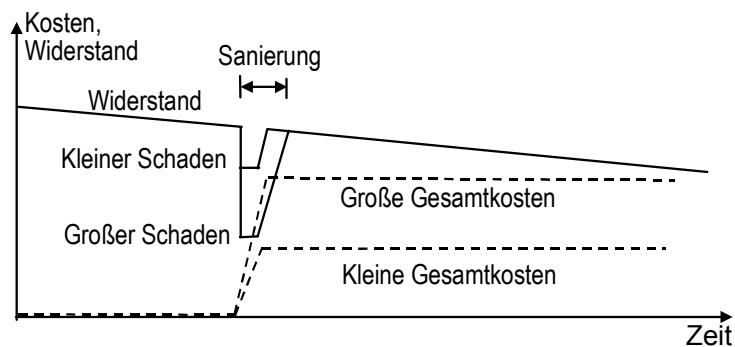
Bisher werden Schwach- und Schadensstellen an Bauwerken in zeitlichen Abständen mit hohem personellen Arbeitsaufwand individuell beobachtet und gegebenenfalls Restrukturierungsmaßnahmen eingeleitet. Mängel können ohne spezielle Messtechnik erst nach visuell erkennbaren Auswirkungen wie z.B. Rissen behoben werden. Sie sind häufig ein Folgeschaden eines zunächst unerkannten Anfangsdefektes und verursachen bei der Sanierung hohe Kosten. Zwischen den Kontrollzeitpunkten auftretende Defekte werden erst später erkannt, so dass dann bereits mit größeren Sekundärschäden gerechnet werden muss. Die resultierenden Instandsetzungskosten entstehen durch eine Methodik der Bauwerksunterhaltung, die nicht dem Wert des zu erhaltenden Bauwerkbestandes entspricht.

Prinzipiell lassen sich die drei in Bild 1-1 gezeigten Varianten der Bauwerksunterhaltung unterscheiden /1/. Die Abbildung trägt die erforderlichen Überwachungs- und Erhaltungskosten sowie den Bauwerkswiderstand über der Zeit auf.

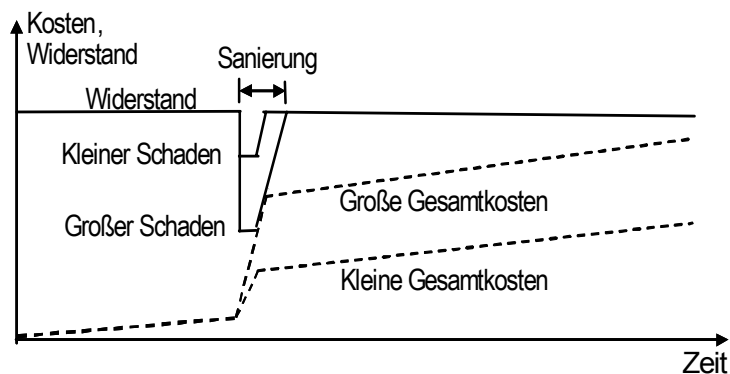
Methode A beinhaltet keine planmäßige Unterhaltung, verursacht also hierzu keine Kosten. Der Widerstand, z.B. die mechanische Festigkeit der Bauwerksstruktur, nimmt durch die Alterung permanent ab. Ein plötzlicher Schadenseintritt ist unvorhersehbar und wird erst bei größerem Ausmaß visuell erkannt. Die Nutzung kann erheblich eingeschränkt werden und eine Wiederherstellung erfordert erheblichen Aufwand. Bis zum Eintreten eines Schadens sind für die Unterhaltung keine Kosten notwendig. Eine solche Vorgehensweise ist aber nur dann sinnvoll, wenn der Wert des Bauwerkes und die bei einem unerwarteten Versagen entstehenden Folgekosten gegenüber dem Aufwand einer regelmäßigen Überprüfung gering sind. Dies kann keinesfalls für die Bauten öffentlicher Verkehrswege oder für mehrstöckige Gebäude gelten.

Methode B sieht eine regelmäßige Wartung des Bauwerkes vor. Dabei werden optisch erkennbare Schäden beseitigt und Schutzvorrichtungen wie beispielsweise Abdichtungen erneuert. Nicht durch äußere Begutachtungen erkennbare Schwachstellen führen zu langfristigen Folgeschäden, die eine erhebliche Nutzungseinschränkung verursachen und - wie bei Methode A - kostenintensive Instandsetzungsmaßnahmen erfordern. Die regelmäßige Wartung verursacht laufende Kosten, dient aber einer Reduktion der Aufwendungen für Folgeschäden.

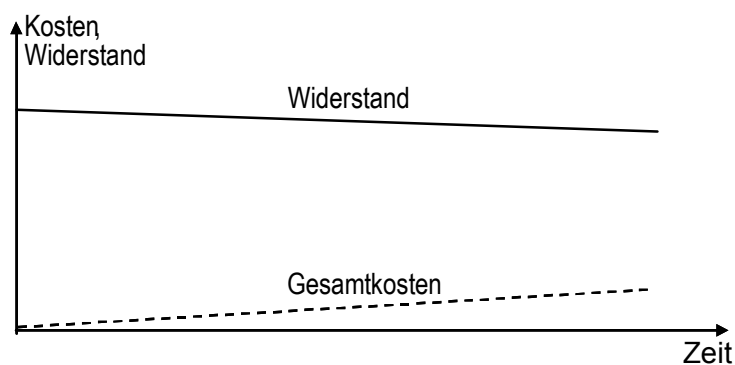
Methode C verursacht aufgrund der permanenten Überwachung und Wartung laufende Kosten. Dafür ist aber eine nur geringe Abnahme des Widerstandes hinzunehmen und aufwändige Folgeschäden sind vor ihrer Entstehung zu erkennen und abzuwehren. Neben einer geeigneten, umfassenden Messtechnik sind entsprechende theoretische Modelle zur Beurteilung des Objektes notwendig.



Methode A:
Keine Wartung,
keine Überwachung



Methode B:
Planmäßige Wartung,
keine Überwachung



Methode C:
Planmäßige Überwachung
und Wartung

Bild 1.1: Grundsätzliche Varianten der Bauwerksunterhaltung nach /1/

Die Art der Bauwerksunterhaltung hat einen erheblichen Einfluss auf die volkswirtschaftlich bedeutsamen Aufwendungen für die Nutzung des bestehenden Bauwerksbestandes. Eine planmäßige Bauwerksüberwachung ermöglicht neben einer Reduzierung der Instandsetzungs- und Reinvestitionskosten auch eine bessere zeitliche und finanzielle Planbarkeit dieser Maßnahmen. Insbesondere für die öffentlichen Haushalte ist die Vorhersage und Planung der zu erwartenden Haushaltsmittel von besonderer Bedeutung. Dies wird im zweiten Bericht über

Schäden an Bauwerken der Bundesverkehrswege /2/ bestätigt. Langfristig stellt Variante C die kostengünstigste Bauwerksunterhaltung dar und kann, so der Bericht weiter, schwere Störungen im Verkehrsablauf und Beeinträchtigungen der Wirtschaft vermeiden.

Kosteneinsparungen durch eine Reduzierung der Sicherheitskennwerte bei der Auslegung von Bauwerken hatten in der Vergangenheit einen oftmals gegenteiligen Effekt durch das frühzeitige Auftreten von Alterungsschäden, wie z. B. in einer Untersuchung an japanischen Eisenbahn- und Straßenbrücken festgestellt wurde /3/. Aber auch neue Fertigungs- und Materialtechniken sind Unsicherheitsfaktoren in der Beurteilung der Lebensdauer eines Bauwerkes. Reduzierungen des Materialeinsatzes durch qualitativ hochwertigere Baustoffe müssen als solche auch nachprüfbar und messtechnisch erfassbar sein.

Qualitätsmanagement und Qualitätssicherungssysteme werden heute bei ausfallempfindlichen Anlagen im Maschinenbau durch permanente Überwachung während des Betriebes realisiert. Sich abzeichnende Schäden können so rechtzeitig erkannt und Reparaturen gezielt geplant werden. In ähnlicher Weise könnten bei Neubauten zukünftig Qualitätssicherungskonzepte mithilfe von Anbeginn integrierter Sensorik verwirklicht werden. Die Betriebssicherheit kann gesteigert und die Unterhaltungskosten können gesenkt werden. Vielfach ist aufgrund der permanenten Überwachung eine Reduktion der Erstellungskosten eines Bauwerkes möglich. Bei der Werratalbrücke der Bundesautobahn 7 wurde beispielsweise eine Überwachung von Temperatur und Feuchtigkeit im Inneren der Hohlkastenträger integriert. Bei zur Kondensation und damit zur Korrosion führenden Verhältnissen wird eine Trocknungsanlage zugeschaltet. So konnte auf einen teuren Korrosionsschutz im Inneren der Träger verzichtet werden.

Eine permanente Überwachung wird in die Planung neuer Bauwerke derzeit kaum integriert. Es werden nicht den Möglichkeiten entsprechende konstruktive Maßnahmen für einfaches Prüfen, einfaches Instandsetzen und mögliches Verstärken vorgesehen. Der Grund hierfür liegt in der noch immer stark vorherrschenden, einseitigen Betrachtung der Bauerstellungskosten unter Vernachlässigung der Unterhaltungskosten. Es fehlen aber auch gesetzliche Prüfvorschriften, die den Ersatz von personal- und damit preisintensiven visuellen Begutachtungen durch ein permanentes Online-Monitoring zulassen.

Um die Struktur einer Baukonstruktion beurteilen zu können, bedarf es einer übergreifenden Bewertung vieler Einzelergebnisse verschiedener Alterungs- und Versagensformen. In die Überwachung müssen auch adaptive Modelle für Schadensszenarien integriert werden, das heißt, die bereits existierende Alterung muss kontinuierlich in der aktuellen Modellbildung für den Fortgang der Schädigung berücksichtigt werden. Für die Bauwerksüberwachung werden neue Messtechniken benötigt, die den rauen klimatischen und chemischen Gegebenheiten der spezifischen Umgebung über die Lebensdauer eines Bauwerkes standhalten. Zur Entwicklung von Überwachungsstrategien, von adaptiven Modellen für die Schädigung einzelner Versagenspunkte und der dazugehörigen Messtechnik wurde an der TU Braunschweig der von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) finanzierte Sonderforschungsbereich (SFB)-477 „Sicherstellung der Nutzungsfähigkeit von Bauwerken mit Hilfe innovativer Bauwerks-

überwachung“ gegründet unter der Mitwirkung von Forschern aus der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt und der Universität Hannover.

Forschungsziel ist ein umfassendes Konzept zur Bauwerksüberwachung. Typische Symptome für Alterungs- und Nutzungsschäden sind zu bestimmen, messtechnisch zu erfassen und in geeigneter Weise auszuwerten und zu beurteilen. Damit wird eine realistische Prognose der Restlebensdauer auch bei eventuellen Nutzungsänderungen möglich. Die Effizienz dieser Überwachungsmaßnahmen soll maximiert werden, um Anreize für die Wirtschaft zu schaffen, entsprechende Techniken als betriebswirtschaftlich interessante Qualitätssicherungssysteme zu nutzen.

Grundlage des angestrebten Überwachungskonzeptes nach /1/ ist die in Bild 1.2 skizzierte Vorgehensweise. Schäden werden durch das Überschreiten von Grenzwerten beim permanenten Monitoring erkannt. Die zu überwachenden Schwachstellen müssen zuvor deterministisch oder probabilistisch identifiziert werden. Für ihre geeignete Überwachung sind

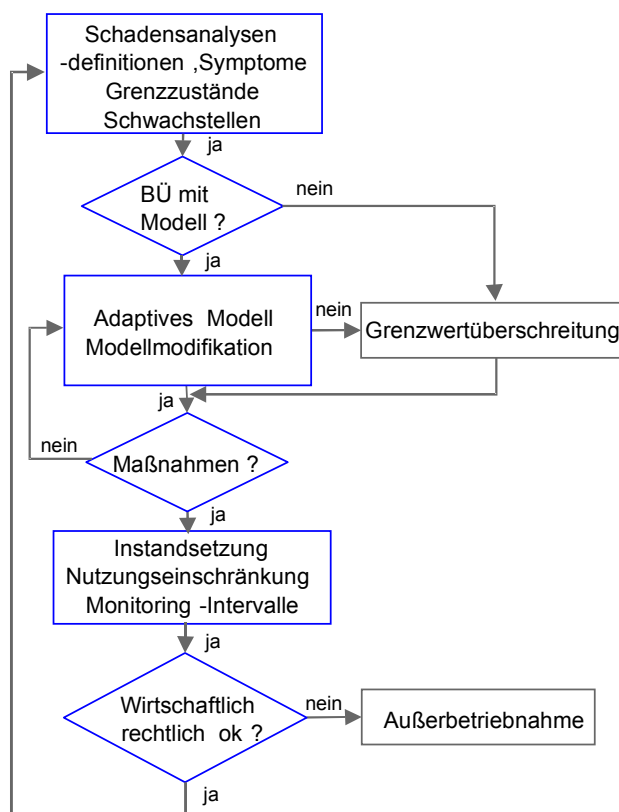


Bild 1.2: Konzept der Bauwerksüberwachung (BÜ) nach /1/

Monitoringstrategien zu entwickeln, in der Grenzwerte und adaptive Modelle für die Folgen der erkannten Alterung enthalten sind. Insbesondere die Interaktionen verschiedener Versagensmechanismen sind wenig bekannt, und sie sollen mit Hilfe der fachübergreifenden Kompetenz der verschiedenen, am SFB beteiligten Institute beschrieben werden. Gleichzeitig bedarf es einer geeigneten Sensorik, um präzise Aussagen über verschiedene Zustandsgrößen treffen zu können. Mit den gewonnen Erkenntnissen sind dann entsprechende Folgemaßnahmen zu planen. Diese reichen von geänderten Inspektionsintervallen über Nutzungseinschränkungen oder Instandsetzungen bis hin zur Außerbetriebnahme des Bauwerkes.

1.2 Notwendigkeit und Aufgabenstellung zur Entwicklung eines Aufnehmers zur Messung von Dehnungen in Stahlbauwerken

Industrie und Forschung nutzen heute vielfältige, komplexe Messtechniken. Ihre Anwendung ist häufig nicht ohne Anpassung auf die Bauwerksumgebung zu übertragen. So ist die Dehnungsmessstreifentechnologie für Dehnungsanalysen bei industriellen Anwendungen oder in Aufnehmern zur Kraft- und Gewichtsmessung das derzeit mit den geringsten Unsicherheiten behaftete messtechnische Verfahren. Dehnungsmessstreifen (DMS) sind jedoch an Bauwerken aufgrund ihrer Empfindlichkeit gegenüber klimatischen und chemischen Einflüssen in der Vergangenheit nur für momentane Dehnungsanalysen genutzt worden. Um die präzise Messtechnik über die gesamte Lebensdauer eines Bauwerkes zu nutzen, muss sie in geeigneter Weise gegen Umwelteinflüsse geschützt werden können. Weiterhin sollte sie sich an dem Messobjekt möglichst einfach und kostengünstig montieren lassen.

Die Aufgabenstellung für das Teilprojekt C3 des SFB 477 „Bauwerksüberwachung“ war deshalb, einen Sensor zu entwickeln, bei dem ähnlich den Kraftaufnehmern die präzise aber empfindliche DMS-Technik im Sensorinnenraum geschützt ist. Der Sensor soll dabei in einer kleinen Messbohrung in dem Bauwerk montiert werden und dort die Dehnungen messen.

Für das Sensorgehäuse musste eine geeignete Ausführungsform entwickelt werden (Kapitel 4, 5). Das Gehäuse soll dabei die zu messenden Dehnungen ohne nichtlineare Einflüsse mit hoher Reproduzierbarkeit vom Messbohrungsrand zu den im Inneren geschützten Messstreifen übertragen.

Das Sensorgehäuse ist durch die möglichst kleine Messbohrung sehr kompakt gehalten. Der kleine Sensorinnenraum kann deshalb nicht mit herkömmlichen DMS appliziert werden, so dass ein spezielles DMS-Layout angefertigt wurde (Kapitel 6).

Die mit den DMS gewonnenen elektrischen Messsignale sollen auf die Messgröße Dehnung bezogen werden. Dazu sind spezielle Kalibriervorrichtungen und Kalibrierverfahren erstellt worden (Kapitel 7).

Um den DMS im Sensor möglichst über die gesamte Nutzungsdauer des Bauwerkes vor klimatischen und chemischen Einflüssen zu schützen, musste eine geeignete Kapselung entwickelt und überprüft werden (Kapitel 8).

Die Entwicklung des Sensor-Adaptionsmodells (Kapitel 4 und 5) erfolgte in Interaktion mit der Entwicklung von Ersatzbauwerken zur Simulation der typischen, zu messenden Schadensszenarien (Kapitel 9). Die mit den Ersatzbauwerken gewonnenen Erfahrungen wurden genutzt, um die Anforderungen an die Messgenauigkeit des Sensors zu formulieren und um ein geeignetes Messverfahren zur Schadenserkenkung zu erproben.

Das Teilprojekt C3 des SFB 477 wurde im Jahr 2004 erfolgreich mit einer industriellen Vermarktung des neuartigen Sensors abgeschlossen. Die Entwicklungsarbeiten an diesem Sensor werden in dieser Dissertationsschrift dokumentiert. Im abschließenden Kapitel 10 wird eine Messunsicherheitsanalyse des Sensors dargestellt.

Kapitel 2

Gegenwärtige Verfahren zur Dehnungsmessung im konstruktiven Ingenieurbau

In der Bauwerksüberwachung werden verschiedene Verfahren zur Dehnungsmessung angewandt. Die verschiedenen bekannten Messtechnologien und ihre jeweiligen Ausführungen sind nachfolgend kurz erläutert, wobei neue Technologien und Entwicklungslinien aufgezeigt werden. Im Betonbau werden beispielsweise verstärkt faseroptische Systeme genutzt. Für Stahlbauwerke sind DMS die am häufigsten verwendete Messtechnik. Da sie jedoch sehr empfindlich gegenüber klimatischen Einflüssen sind, werden spezielle Kapselungen angewandt. Eine befriedigende Kombination aus Langlebigkeit, einfacher und damit preisgünstiger Montage sowie der Messung mehrkomponentiger Dehnungszustände konnte in der Vergangenheit nicht zur Verfügung gestellt werden. Hieraus resultieren die im Kapitel 2.1 formulierten Anforderungen an einen Dehnungsaufnehmer für die Überwachung von Stahlbauwerken.

2.1 Stand der Technik bei der Dehnungsmessung an Bauwerken

Zur Aufnahme von Dehnungen an Bauwerken zwecks einer Überwachung werden neben Dehnungsmessstreifen (DMS) verschiedene optische, akustische und magnetische Verfahren eingesetzt. Das jeweils angewandte Messverfahren muss dabei für den zu überwachenden Werkstoff und für die geplante Beobachtungsdauer geeignet sein. Die spezifischen Eigenschaften der verschiedenen Methoden konnten bislang nicht alle Anforderungen an ein kontinuierliches Monitoring abdecken.

Erste kontinuierliche Dehnungsmessungen an Bauwerken nutzten vorrangig ölgefüllte Druckdosen /4/. Druckänderungen im Messvolumen werden hier mittels einer Membran und einer mechanischen Übersetzung der Membranverformung von einem induktiven Weggeber gemessen. In der praktischen Anwendung hat sich eine Ausführungsform durchgesetzt, die als sogenannter Ventilgeber funktioniert /5/. Dabei handelt es sich um ein hydraulisches Messsystem, das nach der Kompensationsmethode arbeitet. Auf ein quadratisches Druckkissen mit einigen 10 cm Seitenlänge aus hochfestem Stahl wird die mechanische Spannung aus dem Beton übertragen. Der entstehende hydraulische Druck wirkt in einem Ventilgeber über eine Membran dem hydraulischen Druck eines zweiten Kreislages entgegen. Der Ventilgeber steuert dabei den Druck auf beiden Membranseiten so aus, dass die Membran unbelastet ist. Der hydraulische Druck in dem zweiten, nicht mit dem Kissen verbundenen Kreislauf wird durch eine Hydraulikpumpe aufgebracht. Die Pumpe wird über jeweils eine Hin- und Rückleitung mit dem Ventilgeber verbunden. Der Druck in der Zuleitung entspricht der Messgröße, der zu bestimmenden mechanischen Spannung. Das beschriebene System hat den Vorteil, dass der eigentliche Messkreis hermetisch geschlossen ist, also ein möglicher Ölverlust keine Nullpunktveränderung verursachen kann. Das Druckgleichgewicht an der Membran sorgt dafür, dass in dem Öldrucksystem des Kissens keine Volumenänderung stattfindet. Der Druck ist damit aufgrund der Inkompressibilität von Öl identisch mit der umgebenden Spannung im Beton. Das Druckkissen wirkt sich daher für Spannungen orthogonal zur Messfläche nicht als Störstelle aus. Diese nur für den Verguss in Beton anwendbare Technik konnte dennoch bis heute keine großtechnische Anwendung finden, auch wenn mit einzelnen Prototypen oder Kleinserien solcher flüssigkeitsgefüllter Druckkissen Einzeluntersuchungen an Versuchsbauwerken durchgeführt werden /6/.

Auf Basis der beschriebenen Druckkissen existiert ein Mehrkomponenten-Dehnungsaufnehmer zur nachträglichen Montage in einer Messbohrung /6/. Er besteht aus drei Messkissen, die entlang der Bohrungsachse um jeweils 45° zueinander gedreht sind. Diese Anordnung wird in einer Messbohrung mit Beton unter Druck vergossen. Das Messsystem ist aufgrund seiner Abmessungen prinzipiell nur für die Verwendung in großen Beton- oder Gesteinskörpern geeignet. Der Bohrungsdurchmesser des in /6/ vorgestellten Systems beträgt 146 mm, die Bohrlochtiefe 900 mm. Eine andere Ausführungsform dieses Dehnungsaufnehmers ermöglicht über sechs Kissen auch die Aufnahme der sechs räumlichen

Dehnungskomponenten. Die Größe des Aufnehmers lässt eine Anwendung nur in großen, massiven Betonkonstruktionen wie bei Staumauern oder im Gründungsbau zu.

Vergleichbare Produkte werden auch von anderen Herstellern angeboten /7/. Sie werden aber explizit nur für Messungen in Gesteinen oder im Grundbau empfohlen. Dabei werden für die ölgefüllten Metallkissen verschiedene Verfahren zur Druckmessung genutzt. Neben dem beschriebenen Druckvergleich wird die Volumenänderung zu der Verformung einer Membran oder eines kleinen Zylinders genutzt. Die Verformungen werden von induktiven Wegaufnehmern oder mittels DMS-Technik registriert. Bei dem Einsatz von ölgefüllten Druckkissen ist prinzipiell eine Rückwirkung des Messaufnehmers zu beachten. Ein praktisch kaum komprimierbarer Körper, wie in dem Verfahren in /6/ angewandt, erwirkt durch seinen gegenüber der Umgebung höheren Elastizitätsmodul eine Lastkonzentration und damit eine Änderung des Spannungsgefüges im Material. Ein hydraulisches Kissen, das einen Weggeber betreibt, kann keine nennenswerten Lasten übertragen da es praktisch druckfrei ist. Es wirkt wie ein Hohlraum als Störung im Material. Deshalb werden die letztgenannten Aufnehmer auch nur für Messungen in Gesteinen und nicht in hochausgenutzten Tragkonstruktionen empfohlen /7/.

Im Betonbau hat sich stattdessen die permanente Messung der Dehnungszustände durch faseroptische Medien bewährt. 1987 wurde von der STRABAG Köln erstmals ein solches System auf der Hannover-Messe vorgestellt /8/. Nach ersten erfolgreichen Anwendungen wurden verschiedene Systeme entwickelt, um mittels im Beton vergossener Lichtwellenleiter Längenänderungen zu erfassen. Sowohl intensitätsmodulierte Sensoren wie auch Bragg-Gitter oder interferenzoptische Systeme nach dem Michelson- oder Fabry-Pérot- Verfahren werden verwendet.

In der Praxis hat sich insbesondere das interferometrische Messsystem SOFO als anwendungstauglich erwiesen /9/. Bei diesem Produkt werden die Licht-Lauflängen in zwei Lichtleitern verglichen. Ein Leiter ist fest mit dem zu vermessenden Bauwerk verbunden, der andere befindet sich unbefestigt in einer Hülse. Damit sind beide Fasern den gleichen Temperaturen ausgesetzt, was zu einer Kompensation der thermischen Längenänderung führt. Beide Leiter sind über ein gemeinsames Lichtleiterkabel mit der Laserdiode des mobilen Auswertegerätes verbunden. Das Aufnehmersystem kommt in dem bislang aufwändigsten Bauwerksüberwachungsprojekt der Bundesanstalt für Materialprüfung, Berlin, im neuen Lehrter Hauptbahnhof zum Einsatz /10/. Hier wurde die Lichtleitertechnik aus Gründen der Langzeitstabilität gegenüber der nachfolgend beschriebenen DMS-Technik (Kapitel 6) bevorzugt.

Ein weiteres, häufig angewendetes interferometrisches Dehnungsmessverfahren verwendet extrinsische Fabry-Pérot-Interferometer (EFPI). Bei diesem Verfahren wird in der Faser eine kurze Unterbrechung eingebracht. Um den Trennungsbereich herum wird das Lichtleiterkabel über eine vorgegebene Strecke in eine Kapillare gelegt, also nicht fest mit dem Beton verbunden. An den Faserenden der Schnittstellen wird eine teildurchlässige Spiegelschicht angebracht. Die Dehnungs-Messgröße ist der Spiegelabstand, der durch die Interferenzen des

an den teildurchlässigen Spiegeln reflektierten Lichtes bestimmt wird und der Bauwerksdehnung entlang der unbefestigten, in der Kapillare liegenden Faser entspricht. EFPI-Sensoren werden in zwei Ausführungsformen für die Überwachung von Lastzuständen an Bauwerken genutzt, einer sogenannten flexiblen und einer steifen Bauform /8/. Die flexible Bauform besitzt keinerlei mechanische Verbindung zu dem Lichtleiter. Der Sensor ist somit leicht in seiner Messrichtung verschiebbar. Flexible EFPI-Sensoren werden zur Messung von Eigenspannungen in aushärtendem Beton genutzt. Mit einer Auslenkungskraft zum Auseinanderziehen der Fasern von nur 100 μN /8/ folgen die mit zusätzlichen Mitnehmerkränzen versehenen Sensoren auch viskosen Werkstoffen wie Frischbeton, Frischmörtel oder erstarrenden thermoplastischen Kunststoffen. Der Spalt zwischen Faser und Kapillare ermöglicht allerdings ein schnelles Eindringen von Schmutzstoffen und Feuchtigkeit. Um nach Bedarf eine höhere Lebensdauer zu erreichen, lässt sich der Spalt zwischen Faser und Kapillare abdichten. Dabei kommt es jedoch zu einer mechanischen Rückwirkung der Kapillare auf die freien Faserenden, der Sensor wird steifer und kann nur noch in vollständig ausgehärteten Betonen verwendet werden. Eine Diffusion von Feuchtigkeit durch die Ummantelung führt langfristig zu einem chemischen Angriff auf die Spiegeloberfläche. In der Feuchtigkeit hydrolysierte Ionen aus dem stark alkalischen Beton oxidieren mit den Siliziumatomen des Glases unter Lösung der Sauerstoffbrückenbindungen. Dieser als Glaskorrosion bezeichnete Oberflächeneffekt führt zu einem Erblinden der Spiegelfläche.

Um eine Langzeitstabilität des Messsignals in der alkalischen Umgebung zu ermöglichen, sollten andere Effekte genutzt werden, die unabhängig von Oberflächeneinflüssen sind. Neben dem beschriebenen interferometrischen Vergleichssystem (SOFO) finden Faser-Bragg-Gitter (FBG) in der Dehnungsmessung an Beton verbreitete Anwendung. Hierbei wird die 1978 von Hill u. a. entdeckte Fotoempfindlichkeit von Germanium-dotiertem Glas genutzt /11/. Unter Zuhilfenahme dieses Effektes konnte in /12/ 1989 erstmals durch die seitliche Einstrahlung von UV-Licht in eine Glasfaser der Brechungsindex entlang der Faser variiert und so ein Faser-Bragg-Gitter erzeugt werden.

In das FBG eintretende Licht wird an den periodisch aufeinander folgenden Bereichen geänderter Brechzahl zu einem Teil reflektiert. Ist der Abstand der Reflexionsbereiche nicht mit der Wellenlänge des Lichtes identisch, findet keine phasengleiche Reflexion statt und die Reflexionen heben sich bei einer genügenden Anzahl von Reflexionsbereichen durch Überlagerungseffekte auf. Lediglich das Licht, das in seiner Wellenlänge dem Gitterabstand Λ entspricht, wird phasengleich in das Messgerät reflektiert. Diese Wellenlänge wird als Bragg-Wellenlänge λ_B bezeichnet. Es gilt die Reflexionsbedingung:

$$\lambda_B = 2n_{\text{eff}} \cdot \Lambda \quad (2.1)$$

n_{eff} ist dabei die Brechzahl der Glasfaser im Gitterbereich. Ändert sich durch eine von außen aufgeprägte Dehnung der Gitterabstand Λ , so kommt es zu einer Veränderung der reflektierten Bragg-Wellenlänge λ_B .

Der Vorteil der FBG-Sensoren ist die lange Lebensdauer sowie die hohe Nullpunktstabilität gegenüber chemischen Einflüssen. Damit kann über lange Zeit auch nach Trennung des Auswertegerätes eine exakte Angabe über das Langzeitverhalten der Bauwerksumgebung gemacht werden. Nachteilig ist die hohe Temperaturempfindlichkeit, die über die Wärmeausdehnung des Umgebungsmaterials und der Temperaturabhängigkeit der Brechzahl auf das Messergebnis einwirkt. Die Abweichung beträgt $18 \mu\text{m/mK}$ /10/ und erfordert eine entsprechende Temperaturkompensation. Dazu wird entweder die Temperatur an der Messstelle gemessen oder eine parallel verlegte, nicht mechanisch eingebundene zweite Faser ähnlich dem System SOFO zur Temperaturkompensation genutzt.

International werden faseroptische Sensoren zur Dehnungsmessung an Betonkonstruktionen, vorrangig Brückenbauwerken, zunehmend akzeptiert /13/ - /15/. Ein Vergleich verschiedener faseroptischer Sensoren unter Berücksichtigung der bauwerkstechnischen Eignung ist in /10/ ausführlich dargestellt.

Die Nutzung von Lichtwellenleitern zur Dehnungsmessung, insbesondere das System SOFO ermöglicht auch eine Überwachung spezifischer Abschnitte in einem Messleiter. Die Ortsauflösung der zu bestimmenden Dehnung und der verursachenden Spannung ist durch die minimale Länge der Aufnehmer begrenzt. Die kürzeste typische Aufnehmerlänge bei interferometrischen Systemen beträgt in der Praxis nach /7/ und /10/ ca. 0,5 m. Systeme auf Basis von Bragg-Gittern erreichen dagegen Größen bis zu einigen Zentimetern. Die Dehnungsaufnahme ist aber immer nur entlang der Längsrichtung des Lichtwellenleiters möglich.

Faseroptische Sensoren ermöglichen somit keine Aufnahme von mehrachsigen Dehnungszuständen in kompakten Baukörpern, insbesondere in Stahlkonstruktionen. Da sie beim Bau einer Betonkonstruktion in dieser eingegossen werden, kann eine nachträgliche Montage nur durch das - soweit mögliche - Einbringen von Nuten oder Bohrungen erfolgen. In Stahlbauwerken sind die Montagemöglichkeiten begrenzt. Die empfindlichen Fasern müssen über große Längen außen angeklebt werden und unterliegen aufgrund ihrer Länge und Empfindlichkeit gegenüber äußeren Einflüssen einem hohen Ausfallrisiko. Zudem können lokale Dehnungszustände von möglichen Schwachstellen durch die geringe Ortsauflösung nicht überwacht werden. Hierfür werden im Stahlbau vorrangig Dehnungsmessstreifen (DMS) verwendet.

Aufgrund ihrer durch moderne Digitalverstärker erreichbaren hohen Auflösung wurden DMS zum Standard in der industriellen Präzisionskraftmesstechnik. Unterschiedliche mechanische Größen wie Kraft, Drehmoment, Druck und Beschleunigung werden in verschiedenen Bereichen der Industrie mit dieser Technik gemessen.

Schon in ersten Anwendungen unter Freiluftbedingungen zeigte sich die Schwäche dieser Messaufnehmer bezüglich klimatischer Einflüsse. In /4/ werden deshalb schon zu Beginn der messtechnischen Nutzung der DMS Langzeitmessungen an Bauwerken ausgeschlossen.

Bild 2-1 zeigt die gemessenen, durch Feuchtigkeitseinflüsse hervorgerufene Nullpunktverschiebung eines typischen DMS bei Freiluftbewitterung (Kapitel 10). Die Applikation wurde dabei vor Regen und Lichteinflüssen geschützt und lediglich den Einflüssen des umgebenden Klimas ausgesetzt. Geeignete Kunststoffdichtungen konnten in der Vergangenheit nicht annähernd eine den Bauwerken entsprechende Lebensdauer garantieren.

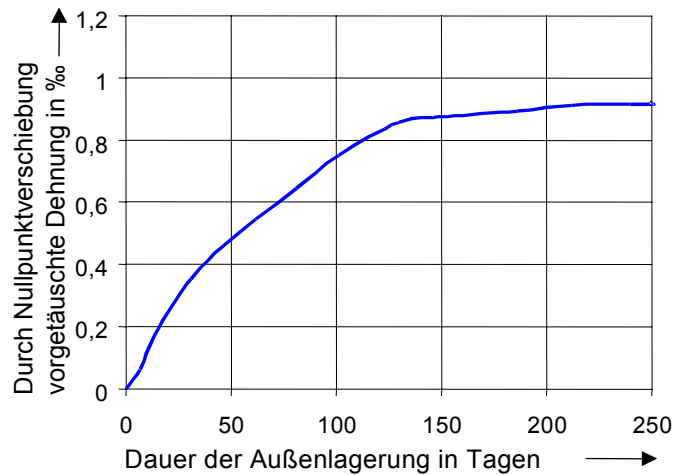


Bild 2.1: Durch Luftfeuchtigkeit verursachte systematische Messunsicherheit eines DMS

Aufgrund der Nullpunktdrift von DMS

wurden in /16/ vorrangig sogenannte Scratch-Gauges zur Überprüfung des Kriechverhaltens von Bauwerken verwendet. Parallel durchgeführte DMS-Applikationen erlaubten einen Vergleich des Nullpunktverhaltens. Dabei wurde eine in Bild 2.2 skizzierte optimierte Kapselung angewendet /17/. Eine aufwändige Kombination von Kunststoffen, einer Fettschicht sowie einer Bitumentummantelung ermöglichte erstmals Messzeiten von bis zu 20 Jahren. Entsprechend werden auch heute Kapselungen von DMS ausgeführt /18/. Industrielle Anwendungen blieben aufgrund des erheblichen Aufwandes für die Applikation einer solchen Kapselung vor Ort aus. DMS basierte Dehnungs- und Spannungsanalysen über einen längeren Zeitraum blieben so im konstruktiven Ingenieurbau auf Laborversuche z.B. zur Verifizierung numerischer und analytischer Rechenverfahren beschränkt /19/.

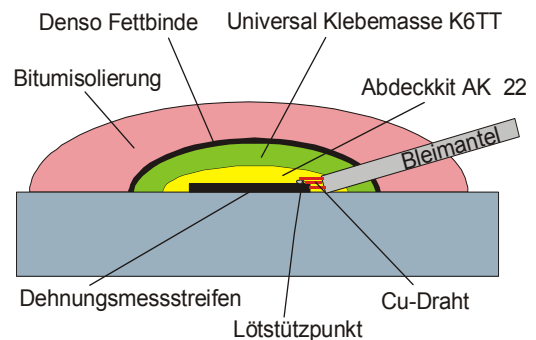


Bild 2.2: Optimierte DMS-Kapselung nach /17/

Um eine aufwändige Applikation der Messstreifen vor Ort unter den widrigen Umständen der Baustellen zu umgehen und um gleichzeitig die empfindliche Messtechnik zu schützen, bedarf es eines industriell hergestellten Aufnehmers mit gekapselten DMS, der einfach und schnell an dem Bauwerk zu montieren ist.

Ein solcher Aufnehmer kann als kleine Messeinheit lokale Änderungen an bestimmten Punkten aufnehmen oder in Form eines Auflagers die resultierende Bauwerksbelastung messen. In der Vergangenheit wurden ausschließlich die letztgenannten Aufnehmer für kontinuierliche Überwachungen verwendet. Da industrielle Kraftaufnehmer selten den spezifischen Gegebenheiten einzelner Bauwerke genügen, wurden Spezialkonstruktionen von Kraftaufnehmern entworfen und als vorgefertigte Einheit in Knotenpunkte des Überwachungsobjektes integriert. Mit DMS applizierte und gekapselte Ringsysteme wurden z.B. in einen Brunnen eingefügt, um den Außendruck des umgebenden Gesteins zu messen /20/.

Untersuchungen an Pfahlgründungen /21/ oder Messungen der Zugkräfte in Bewehrungsbändern /22/ wurden mittels applizierter und gekapselter Aufnehmersegmente als Teil einer Bauwerkskonstruktion durchgeführt. Der hohe Aufwand für solche vorgefertigten Spezialaufnehmer reduziert die praktischen Anwendungen auf wenige Versuchsbauten zur Erprobung neuer Konstruktionstechniken /22/.

Andere Anwendungsfälle erlaubten auch die Verwendung von herkömmlichen Kraft- und Wegaufnehmern aus der industriellen Fertigung, wie beispielsweise bei dem spektakulären Austausch einer maroden Tragsäule im Brandenburger Tor /23/. Die Traglast wurde hierbei von einer Stahlkonstruktion aufgenommen und mittels hydraulischer Pressen und herkömmlicher Kraftaufnehmer so eingestellt, dass keine Veränderung des Spannungsgefüges während des Austauschs der Tragsäule verursacht wurde.

Ein breites Spektrum von industriellen Weg- und Dehnungsaufnehmern wurde bei der Sanierung der Leipziger Klingerbrücke /24/ verwendet. Verschiedene Aufnehmer ermöglichten hier eine genaue Beurteilung einer stark beanspruchten und mangelhaft gewarteten Brücke. Die Ergebnisse bewiesen sehr deutlich die Aussagekraft von Spannungsanalysen zur Beurteilung eines Bauwerkes. Sie zeigten aber auch die Grenzen der auf dem Markt erhältlichen Aufnehmer auf, die in diesem Fall nur über provisorische Hilfsbauten an das Bauwerk gekoppelt wurden und während der Messungen keine Nutzung der Brücke zuließen, die Messensorik also nur für eine einmalige Beurteilung Verwendung fand.

Geeignete Konzepte zur permanenten, mehrachsigen Dehnungsmessung innerhalb von Stahlbauwerken sind auf dem Markt nicht erhältlich. Für einachsige Dehnungszustände werden gelegentlich vorgefertigte, gekapselte DMS verwendet. Ein DMS wird dabei auf einem Kunststoffkörper oder einem Messing- bzw. Edelstahlblech appliziert und mittels verschiedener Verfahren gekapselt. Diese Messaufnehmer werden anschließend am Bauwerk verklebt oder geschweißt. Teilweise sind bei solchen vorgefertigten Messaufnehmern temperaturkompensierte Halbbrückenschaltungen realisiert. Mit derartigen gekapselten Messstreifen wird an der südafrikanischen Olifant-River-Bridge eine permanente Überwachung der Schienenkräfte durchgeführt /25/. Thermische Spannungen in den Schienensträngen der 500 m langen, ohne Dehnungsfugen in Schienen und Brückenkörper ausgeführten Spannbetonbrücke führten zu einer seitlichen Verwerfung der Schienen. Als Folge eines daraus resultierenden Zugunglücks werden die Schienenkräfte mittels DMS überwacht und die Brücke bei thermischen Extrembedingungen gesperrt. Damit wurde erstmals ein Online-Monitoring realisiert. Bei der in /25/ verwendeten, geklebten DMS-Ausführung mit Kunststoffversiegelung ist jedoch prinzipiell eine begrenzte Lebensdauer zu erwarten. Aufgrund der sehr trockenen Wetterbedingungen ist der Einsatz dieser Technik dort jedoch gerechtfertigt.

Messtechniken und Sensoren, die direkt die räumliche Dehnungsverteilung in einem Konstruktionselement bestimmen, sind auf dem Markt nicht erhältlich. Lediglich ein Aufnehmer wird angeboten, der einen einachsigen Dehnungszustand in einer vorgegebenen

Richtung messen kann. Dieser von Ramsey Engineering unter der Bezeichnung PF-Sensor angebotene Aufnehmer /26/ wird als übermäßiger Ring mittels Presspassung in eine Präzisionsbohrung eingebracht. Für einen formschlüssigen Kontakt dient dabei eine Rändelung im Kontaktbereich. Der Messbereich ist mit einer ursächlichen Spannung von 100 N/mm^2 vergleichsweise gering und genügt insbesondere in Anbetracht einer zusätzlichen Spannungsüberhöhung am Rand der Messbohrung den Anforderungen zum Monitoring von Bauwerken nicht. Die benötigte Bohrungstoleranz von $0,05 \text{ mm}$ stellt hohe Anforderungen an die Fertigung der Bohrung. Mit Spezialwerkzeugen soll beim Einpressen ein Verkanten verhindert werden. Dennoch kam es bei Versuchsmessungen des staatlichen Metrologieinstitutes MIKES zu einer erheblichen Zahl von bei der Montage beschädigten Sensoren. In der Literatur sind keine Anwendungen dieses Produktes bekannt.

Patentrecherchen erbrachten weitere Ausführungsformen von in einer Messbohrung zu implementierenden Dehnungsaufnehmern. Dabei werden verschiedene Möglichkeiten genutzt, eine optimale Kontaktierung der Messbohrung mit einem möglichst hohen Anpressdruck zu erreichen.

Die in den Patentanmeldungen /26/ und 27/ beschriebenen verspannbaren Sensoren verlangen geringere Anforderungen an die Bohrungstoleranzen als der oben genannte PF-Sensor. Der in /26/ beschriebene Sensor verwendet eine in ein geschlitztes, konisches Außenteil zu implementierende Membran. Diese ist vorzugsweise mit DMS appliziert und ermöglicht so die Aufnahme ebener Dehnungszustände. Der in /26/ dargestellte selbsthemmende Aufbau erlaubt allerdings keine Möglichkeiten einer Demontage. Die Patentanmeldung /27/ sieht ebenfalls einen in der Messbohrung verspannbaren Sensor vor. Auch hier wird eine Messmembran eingespannt, die direkt die Dehnungen im Bauwerk messen soll. Eine solche Vorgehensweise kann aber keine korrekten Ergebnisse liefern, da die schwächenden Rückwirkungen der Messbohrung auf die lokale Dehnungsverteilung nicht berücksichtigt sind. Um eine bessere Kontaktierung zur Messbohrung zu erreichen, sind Rändelungen am Außenteil des Sensors nach /27/ vorgesehen. Beide o.g. Aufnehmertypen fanden aber in keinem industriellen Produkt eine Anwendung.

Der Sensor nach Patentanmeldung /28/ greift die Dehnungen wie bei den zuvor beschriebenen Ausführungen über flächige Kontakte vom Bohrungsrand ab. Dabei werden Unterbrechungen in den Kontaktbereichen genutzt, um eine möglichst hohe Anpresskraft auf die verbleibenden Kontaktflächen zu erreichen. Gleichzeitig sollen nur Dehnungen zwischen den beiden Kontaktbereichen aufgenommen werden. Einflüsse von Querkomponenten mit einer orthogonal zur Messgröße gerichteten Dehnung sollen so umgangen werden. Damit ist der Sensor aber nur in der Lage, eine Dehnungskomponente zu erfassen. Auch dieser Sensor fand keine industrielle Anwendung.

Das Messprinzip der drei letztgenannten Aufnehmer nutzt die direkte Übertragung und Aufnahme der Oberflächendehnungen an der Bohrungsinnenfläche. Beim flächigen Kontakt entlang des Bohrungsumfangs setzt die Haftung zwischen Sensor und Bauwerk eine relativ niedrige Grenze für den hysteresefreien Messbereich. Die aus der Verspannung entstehende

radiale Anpresskraft führt zu einer tangentialen Haftung, die an keiner Stelle der Bohrungsinnenfläche aussetzen darf, da sonst eine durch Verschiebungen hervorgerufene Hysterese auftritt. Der Messbereich wird also durch die Haftungszahl und die maximale Anpresskraft eingeschränkt, worauf auch in der Patentschrift /29/ in Spalte 3, Zeile 35 bis 45, explizit hingewiesen wird. Der elastische Bereich von Sensor und Bauwerksmaterial gibt eine theoretische Grenze für die maximale Anpresskraft vor. Somit sind die Einsatzmöglichkeiten in der Bauwerksüberwachung beschränkt.

Neben den kraftschlüssigen Verbindungen bieten sich auch formschlüssige Verbindungen an. Außer erwähnten Rändelungen als eine mögliche Ausführungsform nach /29/ sind keine weiteren Beispiele bekannt. Um reproduzierbare Messergebnisse zu erzielen, müssten die formschlüssigen Konstruktionen Fertigungstoleranzen deutlich unterhalb der zu messenden Dehnung aufweisen. Das ist in der Praxis nicht realisierbar. Bei Unter- oder Übermaßen kommt es entweder zu einem Schlupf oder zu einer elastisch nichtlinearen Plastifizierung am Bohrlochrand. Beide Effekte führen zu erheblichen Messunsicherheiten. Die Montage formschlüssiger Sensoren ist ebenfalls schwierig. Ein Verkanten oder Schmutz können zu einer weiteren Erhöhung der Messunsicherheit führen.

Um den Messbereich durch die aus Anpresskraft und Haftungszahl festgelegte Grenze auszudehnen, bedarf es einer anderen Montageform des Sensors. Die Dehnungen sollten dabei über Messkontakte aufgenommen und zu einem mit gekapseltem DMS versehenen Mechanismus innerhalb des Sensor übertragen werden. Solche Konstruktionen werden beispielsweise in /29/ beschrieben. Die Messkontakte tasten den Bohrungsrand ab und die Deformationen werden im Inneren des Sensorgehäuses gemessen. Eine solche Konstruktion läßt sich aber nur begrenzt miniaturisieren und wirkt durch eine große Messbohrung als zusätzlicher Schwachpunkt im Bauwerk. Die oben genannte Vorrichtungen /29/ soll zu Messungen in großen Fels- oder Betonbohrungen genutzt werden. Dabei wird das Sensorgehäuse mit Hilfe einer separaten Vorrichtung in der Bohrung befestigt.

Um den Anforderungen einer dauerhaften Überwachung von räumlichen Dehnungszuständen in Bauwerken zu entsprechen, wird ein Aufnehmer benötigt, der in eine kleine Messbohrung des Objektes eingebracht wird. Um einen genügend großen Messbereich zu erzielen, müssen die zu messenden Dehnungen über separate, mechanische Messkontakte abgegriffen und von einer Sensorik im Sensorinneren gemessen werden. Idealerweise sollten die als konstruktives Element des Sensorgehäuses ausgelegten Messkontakte den Sensor auch in der Bohrung fixieren. Derzeitig ist ein solcher Sensor nicht realisiert.

2.1 Anforderungen an einen Dehnungsaufnehmer für die Bauwerksüberwachung

Eine präzise Überwachung der Dehnungszustände (bzw. der daraus abgeleiteten Spannungen) in Stahlbauwerken zur Früherkennung von Schäden erfordert die Kombination der Vorteile einer ortsbezogenen DMS-Applikation und eines metallisch gekapselten Kraftaufnehmers. Die

Dehnungsmessung sollte nicht an den Auflagern, sondern in bestimmten Konstruktionsteilen mit einem Sensor erfolgen, der die empfindliche DMS-Technik - ähnlich bei einem herkömmlicher Kraftaufnehmer - schützt. Dazu sollte der Sensor in eine kleine Messbohrung des Bauwerks eingebracht werden. Das Adaptionsmodell, also die mechanische Konstruktion zur Übertragung der Dehnungen vom Bohrungsrand zu den im Inneren gekapselten DMS, bestimmt dabei vorrangig die Messunsicherheit. Verschiebungen am Bohrungsrand oder plastische Verformungen an den Kontaktbereichen zwischen Sensor und Bauwerk müssen vermieden werden, da sie starke Hystereseeigenschaften des Messsignals verursachen.

Die direkte Messung von Dehnungen mittels DMS ist mit Unsicherheiten im Bereich einiger Prozent behaftet [30]. Hierbei handelt es sich um nicht vorhersehbare systematische Abweichungen, die durch Untergrund, Fehlplatzierungen, Klebeschicht, Trägerfolie, Messgitter und die Anschlusskabel hervorgerufen werden. Der Sensor sollte zur Vermeidung solcher Unsicherheiten vor seinem Messeinsatz in einer speziellen Vorrichtung unter exakt definierten Dehnungszuständen kalibriert werden. Dazu muss das Adaptionsmodell eine zerstörungsfreie Montage bzw. Demontage ermöglichen. Eine einfache, reversible Anbringung ist aber auch aus wirtschaftlichen Gründen wünschenswert. Der Sensor sollte ohne spezielle Ausbildung des Personals in einer mit herkömmlichen Bauwerkzeugen erstellbaren Messbohrung zu implementieren sein und gegebenenfalls an anderen Konstruktionen wiederverwendet werden können.

Die Lebensdauer des Sensors hängt von der Funktionsfähigkeit der Dichtung ab. Die Messtechnik muss ähnlich gut gekapselt sein, wie es bei den Kraftaufnehmern der Fall ist. Der Sensor sollte das zu überwachende Bauwerk über seine gesamte Lebensdauer begleiten. Ein Austausch eines defekten Sensors kann durch äußere Gegebenheiten teilweise schwierig oder gar unmöglich sein. Die extreme Empfindlichkeit der DMS-Technik gegenüber Feuchtigkeit stellt hohe Anforderungen an die Kapselung. Wassermoleküle können innerhalb des vorzugsweise aus Polyimid oder Phenolharz hergestellten DMS-Folienträgers diffundieren. Durch feuchtigkeitsbedingte Widerstandsänderungen zwischen den einzelnen Stegen der Messgitter werden entsprechende Messabweichungen verursacht. In der Regel muss auch bei einem nichtkorrosiven Messobjekt mit einer kompletten Ablösung der Klebeschicht gerechnet werden. Die van-der-Waals Bindungen werden vom stark polaren Wasser zwischen den aus Epoxidharzen oder Acrylaten bestehenden Klebstoffen und dem Edelstahl des Sensors unterwandert.

Der zu entwickelnde Sensor sollte möglichst geringe Fertigungskosten verursachen. Insbesondere aufwändige Temperaturkompensationen zur Stabilisierung von Nullpunkt und Empfindlichkeit sind bezüglich ihrer Notwendigkeit zu überprüfen und gegebenenfalls durch preiswertere Maßnahmen zu ersetzen. Bei der Entwicklung eines miniaturisierten Aufnehmers ist auf einen möglichst zeitextensiven DMS-Applikationsvorgang zu achten. Mehrfachgittermessstreifen mit integrierter Verschaltung können hier eine Lösung sein.

Kapitel 3

Grundlagen der angewandten Methoden und Techniken

Die Entwicklung des Bauwerkssensors setzt eine präzise Darstellung der Messgrößen bei den Forschungsarbeiten voraus. In Belastungskörpern und Ersatzbauwerken zu messende Dehnungen wurden durch Kraft- und Drehmoment-Normal-Messeinrichtungen mit höchster Präzision erzeugt (Kapitel 3.1 und 3.2). Solche Einrichtungen dienen jedoch nur der Darstellung statischer Kräfte. Da in Bauwerken jedoch vorrangig dynamische Lastzustände auftreten, musste die Funktionsfähigkeit des Sensors auch bei dynamischer Anregung untersucht werden. Die dazu verwendeten Einrichtungen werden in Kapitel 3.3 vorgestellt.

Zielsetzung dieser Arbeit ist, die hohe Messgenauigkeit der Dehnungsmessstreifentechnologie in der Bauwerksumgebung zu nutzen. Die Grundlagen der DMS-Technik mit ihren verschiedenen Ausführungsformen werden in Kapitel 3.4 aufgeführt und ihre Anwendung im Kraftaufnehmerbau in Kapitel 3.5 erläutert. Die dort beschriebenen Problemstellungen und ihre technischen Lösungen sind auf den zu entwickelnden Sensor zu übertragen. Die für Präzisions-Kraftaufnehmer verwendeten Digitalverstärker) können auch für den Bauwerkssensor genutzt werden (vgl. Kapitel 3.6). Verschiedene Digitalisierungsprinzipien werden dabei verschiedenen Verwendungszwecken zugeordnet. Ihre Unsicherheiten werden in dieser Arbeit mit den Unsicherheiten des Sensors zu einer resultierenden Messunsicherheit verknüpft. Die Kombination und die Darstellung verschiedener Unsicherheitsquellen wird in der Metrologie durch den „Guide of Uncertainty in Measurement“ definiert. Kapitel 3.7 gibt einen kurzen Einblick in die Theorie des GUM anhand der in dieser Arbeit durchgeführten Berechnung der kombinierten Standardunsicherheit des Sensors.

Um eine lange Nutzbarkeit des Sensors zu garantieren, müssen die durchgeführten Entwicklungsschritte quantifiziert und eine Aussage über die Lebensdauer gemacht werden. Hierzu werden u.a. die in Kapitel 3.8 erläuterten Prüfverfahren für die Bauartzulassung von Wägezellen herangezogen.

Abschließend werden in Kapitel 3.9 die für diese Arbeit relevanten Grundlagen der numerischen Simulation skizziert.

3.1 Darstellung und Messung von Kräften

Zur Kalibrierung verschiedener Kraftaufnehmer bedarf es einer exakten Darstellung der zu bemessenden Größe. Exakt definierte Kräfte können nach unterschiedlichen Verfahren erzeugt werden. Messunsicherheit und Aufwand sind dabei dem Verwendungszweck anzupassen. Als übergeordnete Vorschrift klassifiziert die ISO 376 die Anforderungen an Kraftmessgeräte und die zulässigen Unsicherheiten der Kalibriereinrichtungen.

Zur Kalibrierung werden vorzugsweise drei grundsätzliche Verfahren der Krafterzeugung eingesetzt. Dabei wird ein Massenstapel im Schwerfeld der Erde entweder direkt oder mittels einer Übersetzung per Hebelarm oder hydraulischen Kolbensystem genutzt.

Der Einsatz von Kalibriereinrichtungen mit Übersetzungsverfahren hat seinen Grund in der Reduktion der sonst sehr wesentlich höheren Investitionskosten. Durch zusätzliche Unsicherheitsquellen wird jedoch die Unsicherheit in der Kraftdarstellung erhöht. Da nichtübersetzte Belastungseinrichtungen in der Praxis durch ihre Baugröße auf einige Meganewton begrenzt sind, eignen sich insbesondere hydraulische Kolbensysteme zur Darstellung wesentlich größerer Kräfte.

3.1.1 Direktbelastungseinrichtungen

Grundprinzip aller Kraft-Messeinrichtungen ist die Ausnutzung der Gewichtskraft einer Masse m im Schwerfeld der Erde (Bild 3.1). Die dargestellte Kraft ergibt sich dabei aus dem Produkt von Masse m und lokaler Erdbeschleunigung g_{loc} sowie einem von der Dichte der Belastungsmasse ρ_m bzw. der Umgebungsluft ρ_l abhängigen Korrekturterm, mit dem die Auftriebskraft der Masse in der Umgebungsluft berücksichtigt wird.

$$F_g = m \cdot g_{\text{loc}} \cdot \left(1 - \frac{\rho_l}{\rho_m}\right) \quad (3.1)$$

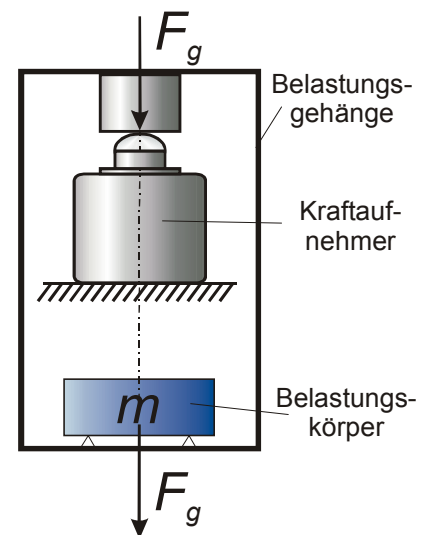


Bild 3.1: Erzeugung einer rückführbaren Kraft im Schwerfeld der Erde

Die Unsicherheit bei der Darstellung von Kräften wird durch verschiedene, nicht miteinander korrelierte Einflussgrößen hervorgerufen. Das Auftreten der nachfolgend erläuterten Zufallsgrößen konnte in Wiederholungsmessungen als normalverteilt bestimmt werden /30/.

Zum Anschluss an das Massennormal wird die Masse des Belastungskörpers durch einen Wägevorgang bestimmt. Sowohl der eigentliche Wägevorgang als auch die unsicherheitsbehafteten Referenzmassen lassen sich dabei durch zufällige Unsicherheiten beschreiben. Unter dem Einfluss von Luftdruckschwankungen beträgt die relative Unsicherheit in der Massebestimmung $1 \cdot 10^{-6} / 30 /$.

Die Unsicherheit in der Kenntnis der lokalen Fallbeschleunigung setzt sich aus Messunsicherheiten bei der ortsbezogenen Bestimmung sowie aus systematischen Einflüssen infolge von Gezeitenkräften durch die Position von Sonne und Mond zusammen. Die Dichte des Massenwerkstoffs lässt sich durch mehrfaches Wägen in Luft und Wasser auf 1% genau bestimmen. Die Dichte der Umgebungsluft lässt sich im Rahmen der möglichen Schwankungen klimatisierter Hallen bei den in /30/ vorgegebenen Parametern für die Kraftkalibrierung nur auf 3% genau festlegen. Die quantifizierten Einflüsse dieser Unsicherheitsquellen und ihre Auswirkungen auf die resultierende kombinierte Messunsicherheit einer Kraft-Normalmesseinrichtung (KNME) sind in Kapitel 3.7, Bild 4.20 aufgeführt.

Das Erreichen dieser theoretisch erzielbaren Genauigkeit wird im Wesentlichen von der mechanischen Qualität der Lastgehänge bestimmt. Die Konstruktion einer Direktbelastungseinrichtung ist abhängig von der gewünschten Stufung der Kraftreihen. Zur Kontrolle der Umkehrspanne der Prüflinge ist eine Entlastung in diskreten Schritten ohne komplette Zwischenentlastungen erforderlich. Verschiedene konstruktive Varianten sind zur Anbringung der Massestücke an das Lastgehänge möglich /30/. Sie unterscheiden sich in der Genauigkeit und möglicher Kombination einzelner Kraftschritte. Die Belastungskörper werden bei einigen Ausführungsformen entweder in einer festgelegten Reihenfolge als sogenannte Kettengehänge, oder auch in beliebiger Reihenfolge als Einzelaufleger an das Lastgehänge gekoppelt. Bei Kettengehängen leistet jeder Massekörper nur einmal einen additiven Beitrag zu den verschiedenen Kraftstufen. Bei einer einzelnen Auflegung der Massestücke lassen sich dagegen beliebigen Kombinationen miteinander koppeln. Um bei einer Änderung der Laststufe Über- bzw. Zwischenentlastungen zu vermeiden, muss die Kraft während des Umhängens der Massestücke konstant gehalten werden. Hierzu kann entweder ein System aus zwei Gehängen oder ein hydraulisches System mit einem Referenzaufnehmer verwendet werden. Das letztgenannte System bietet den Vorteil, eine Vielzahl von Kraftstufen durch eine binäre Addition weniger Massestücke zu erzeugen.

Die Massestapel werden im Idealfall aus rostfreien, nichtmagnetischen austenitischen Chrom-Nickel-Stählen hergestellt. Die typischerweise harte und verschleißfeste Oberfläche zeigt an den mechanisch beanspruchten Kontaktstellen zu den Auflagern und zum Gehänge nur geringe Abnutzung. Das Material ermöglicht bei der Bearbeitung eine sehr geringe Oberflächenrauheit. Dadurch werden Anlagerungsmöglichkeiten für Schmutz reduziert. In der Praxis wird der Einsatz von geeigneten Edelstählen durch hohe Materialkosten und fertigungstechnische Grenzen bei der Herstellung großer Massen eingeschränkt. Als Alternative werden oberflächenbehandelte Flussstähle verwendet, die als Kompromisslösung geeignet sind /32/.

Maschinen mit Direktbelastungsgehängen ermöglichen in der Praxis Kräfte bis zu einigen Meganewton. Anhand des Beispiels der 2-MN-KNME der PTB wird durch die Bauhöhe von 17 m und dem Durchmesser von 5 m der bis zu 20 cm starken Stahlplatten die mechanische Dimension solcher Anlagen deutlich. Bild 3.2 zeigt hiervon eine Skizze sowie eine

Fotomontage der Belastungseinrichtung mit ihren sich über zwei Kellergeschossen erstreckenden Massestapeln.

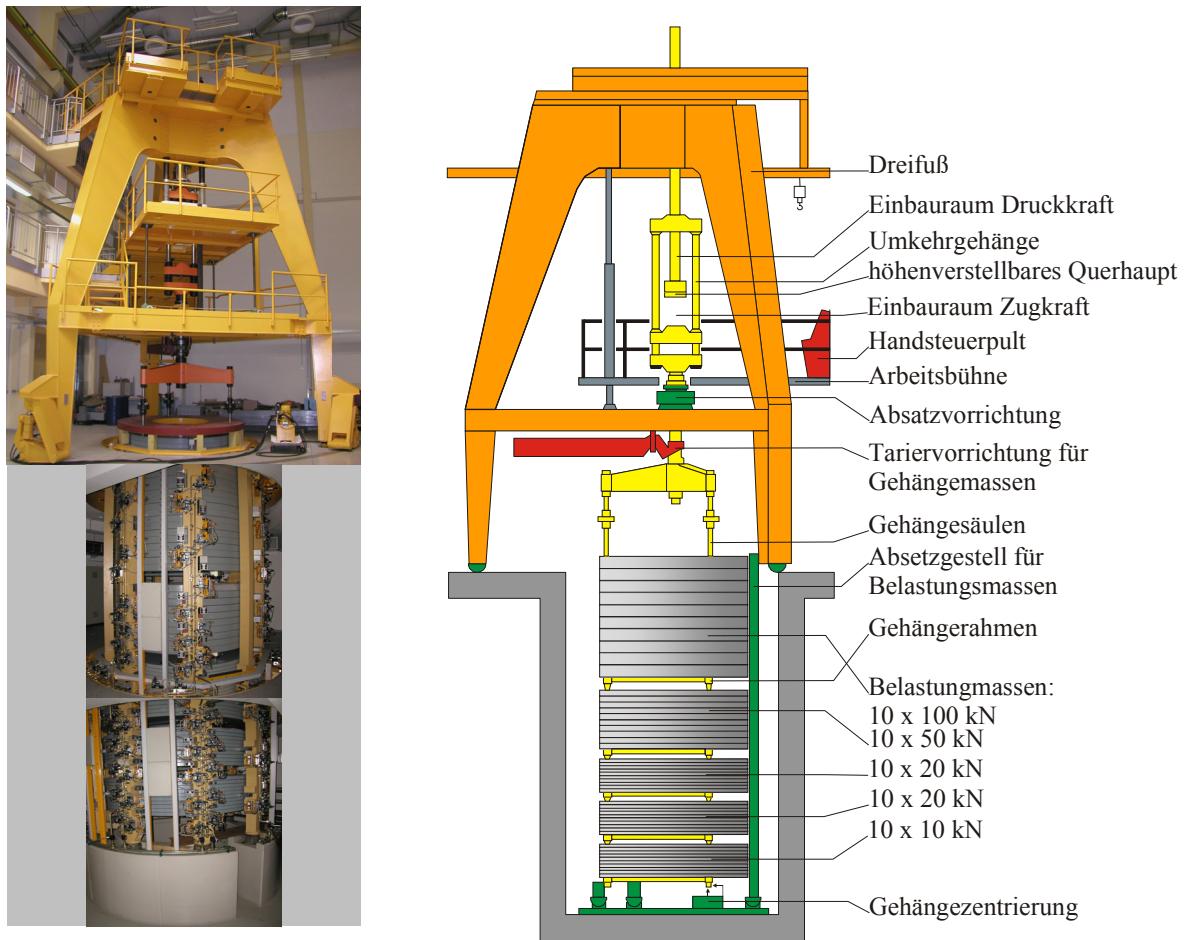


Bild 3.2: Fotomontage und Skizze der 2-MN-Kraft-Normalmesseinrichtung der PTB

3.1.2 Hebelübersetzte Kraft-Belastungseinrichtungen

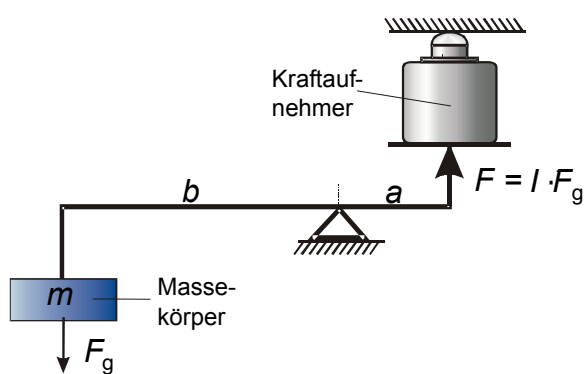


Bild 3.3: Funktionsprinzip hebelübersetzter Belastungseinrichtungen

Um größere Kräfte mit geringerem Materialaufwand als bei Direktbelastungseinrichtungen im Schwerfeld der Erde erzeugen zu können, werden mechanische oder hydraulische Übersetzungen verwendet: Eine Prinzipskizze ist in Bild 3.3 dargestellt. Das Verhältnis der Hebelarmlängen a und b ergibt das Übersetzungsverhältnis I , mit dem die von einem Massestapel erzeugte Kraft F_g verstärkt wird. Die Unsicherheit bei der Kraftdarstellung wird durch die Übersetzung in der Praxis um den

Faktor 10 vergrößert [30]. Hebelübersetzte Maschinen sind eine preiswerte Ausführungsform von Belastungseinrichtungen. Bei einem großen Hebelverhältnis können sowohl kleinere

Belastungsmassen verwendet werden als auch die statischen Ansprüche an die Fundamente gesenkt werden. Weiterhin kann eine Variation des Hebelverhältnisses die notwendige Zahl der Belastungsgewichte bei vorgegebener Anzahl an Laststufen reduzieren. Bauformen mit einer linearen Verschiebung der Belastungsmasse entlang des Hebelarmes ermöglichen sogar eine feine Staffelung der Laststufen. Die zusätzliche Unsicherheitskomponente bei der Bestimmung des Übersetzungsverhältnisses und Einflüsse durch die Biegung führen zu einer gegenüber Direktbelastungseinrichtungen erhöhten Messunsicherheit. So weisen neueste Maschinen eine kombinierte Standardunsicherheit von $1 \cdot 10^{-4}$ auf /33/.

3.1.2 Hydraulisch übersetzte Kraft-Belastungseinrichtungen

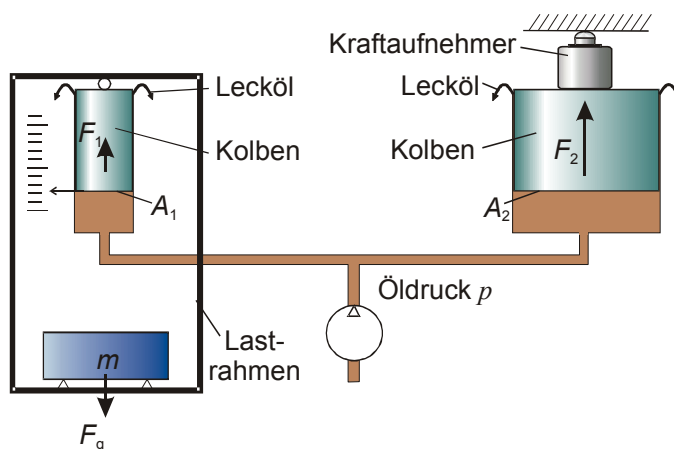


Bild 3.4: Funktionsprinzip hydraulisch übersetzter Kraft- Normalmesseinrichtungen

Zur Erweiterung der darstellbaren Kraftskala auf große Kräfte im MN-Bereich werden vorrangig hydraulisch übersetzte Kalibriereinrichtungen genutzt. Bild 3.4 zeigt das Prinzipbild der hydraulischen Übersetzung. Ein auf einen Kolben mit der Querschnittsfläche A_1 wirkender Massestapel erzeugt einen Öldruck p_1 , der auf einen Arbeitszylinder mit dem größeren Querschnitt A_2 übertragen wird. Die durch die Massestapel erzeugte

Kraft F_1 wird entsprechend dem Verhältnis der Kolbenquerschnittsflächen zu der Kraft F_2 verstärkt (3.2). Hierbei gilt:

$$F_2 = (A_2 / A_1) \cdot F_1 = (A_2 / A_1) \cdot m \cdot g_{\text{loc}} \cdot (1 - \rho_l / \rho_m) \quad (3.2)$$

Die Gewichte der Massestapel und die Zylinderflächen lassen sich mit einer gewissen Unsicherheit rückführbar bestimmen. Bezüglich des Messunsicherheitsbudgets müssen die in der hydraulischen Übersetzung entstehenden Unsicherheitsbeiträge berücksichtigt werden.

Das durch den in der Praxis etwa $10 \mu\text{m}$ großen Spalt zwischen Kolben und Zylinder abfließende Lecköl muss durch eine präzise geregelte Nachführung kompensiert werden. In dem Spalt fällt der Öldruck entlang des Kolbens ab. Ein großer Bereich des Zylinders wird deshalb auch neben dem Kolben einem hohen Druck von einigen 100 bar ausgesetzt. Dadurch kommt es zu einer von der angelegten Laststufe abhängigen Aufweitung des Zylinders und zu einer Änderung der Menge des austretenden Lecköls.

Die Auswirkungen dieser Aufweitungseffekte werden in /34/ auch in Abhängigkeit von der Dimensionierung des Kolben-Zylindersystems, der Viskosität des Hydrauliköls, der Temperatur sowie verschiedenen Spaltbreiten beschrieben.

Hydraulische Kraft-Normalmesseinrichtungen sind bisher für reine Druckkräfte bis 34 MN /35/, für kombinierte Zug- und Druckkräfte bis 16,5 MN realisiert. Bild 3.5 zeigt die zuvor genannte 16,5-MN-KNME der PTB in Braunschweig.

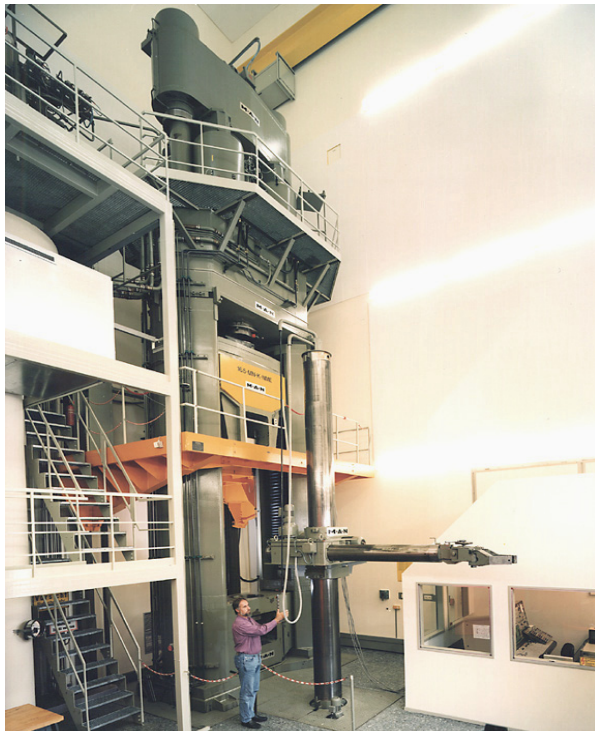


Bild 3.5: Hydraulische 16,5-MN-KNME für Zug und Druckbelastung

Neben diesen in der Praxis aufwändigen und kostspieligen Normalmesseinrichtungen werden bei geringeren Genauigkeitsforderungen Referenzmaschinen verwendet. Hierbei wird ein an einer Normalmesseinrichtung kalibrierter Referenz-Kraftaufnehmer zur Steuerung einer Belastungseinrichtung genutzt. Der Öldruck wird dabei nicht durch eine auf einen Zylinder wirkende Masse dargestellt. Der von einer Hydraulikpumpe erzeugte Druck wirkt über eine Membran auf einen Referenzkraftaufnehmer. Dessen Ausgangssignal wird zur Regelung des für die angewählte Kraftstufe notwendigen Öldrucks genutzt. Alternativ kann die hydraulisch erzeugte Kraft auch durch direkt in den Lastkreis eingebrachte Kraftaufnehmer gemessen und geregelt werden. Durch eine Vervielfachung, also einer Parallelschaltung

von Kraftaufnehmern im sogenannten „Build-up-Verfahren“ /30/ lassen sich so z.B. in Materialprüfeinrichtungen Kräfte bis 100 MN realisieren /36/.

3.2 Darstellung von Drehmomenten

Drehmoment-Messeinrichtungen sind in ähnlicher Weise aufgebaut wie Kraft-Messeinrichtungen. Das Moment wird durch eine an einem Hebelarm wirkende Kraft erzeugt, die wiederum durch einen Mastestapel im Schwerfeld der Erde dargestellt wird. Die Besonderheit einer solchen Maschine liegt in der Art des Hebelarmes, dessen Lagerung sowie der Ankoppelung der Massen an den Hebel. Bei Drehmoment-Messeinrichtungen wirkt die lotrecht ausgerichtete Gewichtskraft auf einen drehbar gelagerten Hebel, der im Idealfall waagrecht zum Kraftvektor positioniert ist. Um eine präzise Darstellung der Momente zu ermöglichen, müssen alle im Kraftfluss befindlichen Komponenten in ihrer Position exakt bestimmt und in ihren Abmessungen bekannt sein. Ein erheblicher mechanischer Aufwand ist auch für die Lagerung des Hebels um die Drehachse sowie die momentfreie Anbindung der Gewichtskraft notwendig. In der Praxis werden die Hauptlager um die Drehachse luftgelagert ausgeführt. Um eine mechanische Rückwirkung durch Druckluftanschlüsse zu vermeiden und um eine nicht exakt definierte Hebelarmlänge durch die im Luftlager möglichen Verschiebungen zu vermeiden, werden Metallfolienbänder zur Ankoppelung der Mastestücke

verwendet. Das Flächenträgheitsmoment ist bei einer Folienstärke von wenigen Mikrometern hinreichend gering, um Rückwirkungen durch Biegekräfte berücksichtigen zu müssen.

Eine weitere Besonderheit für Drehmoment-Messeinrichtungen ergibt sich auch aus der Bauform der Drehmomentaufnehmer. Sie besitzen vorrangig zylinderförmige Verformungskörper, an dessen Enden sich Montagevorrichtungen wie Nuten, Verspannelemente, Vielecke oder hochgenaue Zylinderabschnitte zur Montage in Hydraulikkupplungen befinden. Die oftmals nicht unerhebliche Länge der Drehmomentaufnehmer führt zu einer Torsion, die eine Nachführung des Gegenlagers erfordert, um den Hebel der Belastungseinrichtung waagrecht halten zu können. Aber auch der gesamte Aufbau der Maschine hat zu berücksichtigen, dass es zu keinen relevanten Verformungen kommt. Daraus könnten Störkomponenten entstehen, die in /37/ näher beschrieben werden.

Ähnlich den Kraft-Referenzmesseinrichtungen gibt es auch Drehmoment-Referenzmesseinrichtungen. Hier wird in analoger Vorgehensweise ein Prüfling über einen Referenzaufnehmer mit einem Moment beaufschlagt. Das Moment wird in der Regel durch einen Elektroantrieb erzeugt /38/. So ist nicht nur eine statische Kalibrierung möglich, sondern auch eine kontinuierliche Kalibrierung mit ansteigenden bzw. abfallenden Momenten.

3.3 Dynamische Kalibrierung von Kraftaufnehmern

Bereits mit der in 3.2 erwähnten kontinuierlichen Kalibrierung wird keine statische, sondern eine dynamische Kalibrierung durchgeführt. Hierbei sind weitere Einflussgrößen im Messunsicherheitsbudget zu erwarten, die bei statischen Kalibrierungen nicht auftreten. Eine statische Kalibrierung entsprechend der DIN 51301 sieht zwischen dem Anfahren einer Messkraft und der Aufnahme des Messwertes eine feste Abklingzeit für dynamische Effekte vor. Mit der Abklingzeit wird das Auftreten von Kriecheffekten berücksichtigt.

Bei höherfrequenten Anregungen kommt es zu weiteren Störeinflüssen. Der mechanische Aufbau des Sensors mit seinen gekoppelten Massen, die Eigenschaften des verwendeten Materials, aber auch die Art der Krafteinleitung und die Wechselwirkung des Sensors mit seiner Umgebung führen zu Abweichungen der Sensitivität des Messaufnehmers gegenüber den Kennwerten einer statischen Kalibrierung. Entsprechende dynamische Untersuchungen in /39/ belegen die erheblichen Abweichungen der Empfindlichkeit gegenüber einer statischen Kalibrierung.

Für dynamische Untersuchungen werden die Kraftaufnehmer auf einen Schwingtisch montiert und mit verschiedenen sinusförmigen Beschleunigungen angeregt. Bei der dynamischen Kalibrierung wird durch ein aufgesetztes Massestück eine dynamische Kraft erzeugt, die über die Wägung der Masse und Messung der Beschleunigung rückführbar bestimmt ist. Der gesamte Aufbau zur dynamischen Kalibrierung ist in Bild 3.6 dargestellt.

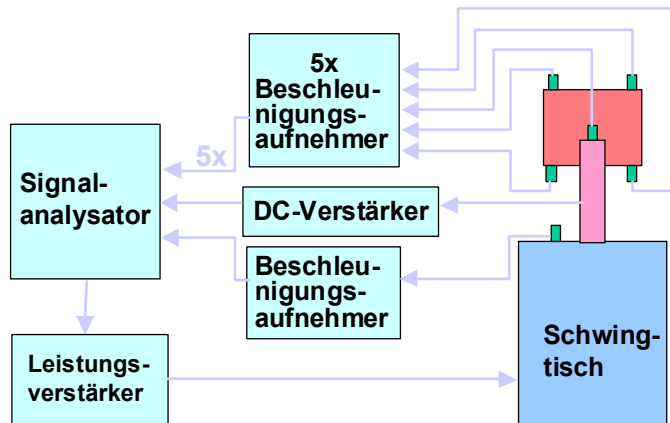


Bild 3.6: Dynamische Kalibrierung von Kraftaufnehmern mittels eines Schwingtisches /39/

Eine Kalibrierung mit sinusförmigen Anregungen genügt nicht allen praktischen Anforderungen. Bei vielen Anwendungen treten nicht nur sinusförmige Lastzustände auf, sondern auch stoß- und impulsartige Belastungen mit einem breiten Anregungsspektrum verschiedener Frequenzen. Um z.B. Beschleunigungsaufnehmer für unterschiedliche Stoßformen zu kalibrieren, werden Pendelschlagwerke oder eine neuartige Kraftstoß-Kalibriereinrichtung eingesetzt /40/.

3.4 Dehnungsmessstreifentechnik

Dehnungsmessstreifen (DMS) werden zur Aufnahme von Dehnungen auf die Oberfläche des zu bemessenden Objektes appliziert. Die von mechanischen Spannungen verursachten Deformationen werden auf den messtechnisch sensitiven Bereich des Streifens übertragen. Die Dehnungen erzeugen eine Widerstandsänderung in einem stromdurchflossenen Leiter, der vorrangig aus Metall oder Halbleitermaterialien besteht.

3.4.1 Metallische Dehnungsmessstreifen

Werden metallische Leiter elastisch verformt, so kommt es zu einer Widerstandsänderung. Dieser Effekt wurde 1856 erstmals in der Literatur /41/ von *William Thomson* beschrieben. Zu einer technischen Anwendung kam er aber erst 100 Jahre später, da die sehr geringen, durch die Querschnitts- und Längenänderungen hervorgerufenen Widerstandsänderungen erst mit der Entwicklung elektrischer Verstärkerschaltungen hinreichend genau quantisiert werden konnten. *Arthur C. Ruge* entwarf schließlich das Prinzip eines langen, dünnen Widerstandsdrahtes, der mäanderförmig auf einem Stück Seidenpapier angeordnet wurde. Der so entstandene Messstreifen wurde anschließend auf die zu bemessende Oberfläche geklebt. Im Zuge der weiteren technischen Entwicklung wurden die auf den Folienträger aufgeklebten Drähte durch aufgedampfte und geätzte Messgitter ersetzt. Die fototechnische Übertragung eines Messgitterlayouts bietet die einfache Umsetzung anwendungsspezifischer Sonderformen. Gleichzeitig können auch Vorkehrungen zur Reduktion der Querempfindlichkeit im Layout realisiert werden.

Dem Nachteil einer geringen Signalamplitude metallischer DMS steht eine hervorragende Linearität entgegen, die mit Hilfe zusätzlicher Maßnahmen und bei Verwendung moderner Digitalverstärker Messunsicherheiten bis in den Bereich einiger 10^{-6} ermöglicht.

3.4.2 Halbleiter-Dehnungsmessstreifen

Bei Halbleiter-Dehnungsmessstreifen wird nicht nur die Querschnitts- und Längenänderung des Leiterstreifens genutzt, sondern vorrangig ein piezoresistiver Effekt zur Signalgenerierung verwendet. Damit ermöglichen Halbleitermessstreifen bis zu 100-fach größere Signalamplituden als metallische DMS. Als Werkstoff wird vorwiegend Silizium verwendet, das entweder als dünner monokristalliner Streifen oder als auf einen Träger aufgedampfte polykristalline Schicht genutzt wird. Je nach Dotierung lassen sich verschiedene Empfindlichkeiten realisieren. Bezüglich der Hystereseeigenschaften bei elastischen Deformationen und der Feuchtigkeitsempfindlichkeit sind die Halbleiter-DMS den metallischen DMS überlegen. Dennoch konnten sie sich bisher in der Präzisionskraftmesstechnik nicht durchsetzen. Sowohl ihr Grundwiderstand als auch ihre Empfindlichkeit zeigen eine starke temperaturbedingte Nichtlinearität in ihren temperaturbedingten Änderungen. Teilweise werden Halbleiter-DMS als Kompensationswiderstände in, mit metallischen Messstreifen versehenen, Kraftaufnehmern verschaltet, um so eine geringere Temperaturempfindlichkeit zu erzielen.

3.4.3 Alternative Funktionsprinzipien für Dehnungsmessstreifen

Bei aufgedampften Dehnungsmessstreifen werden Halbleitermaterialien direkt auf das zu untersuchende Bauteil aufgetragen. Die Applikation ist durch das notwendige Aufdampfen im Vakuum schwierig und für Baukonstruktionen ungeeignet. Die Anwendungen beschränken sich auf die kommerzielle Aufnehmerproduktion. Mit den genannten Nachteilen von Halbleitermessstreifen wurde eine großtechnische Anwendung solcher Aufnehmer bis heute nicht realisiert.

Kapazitive Aufnehmer nutzen die durch eine Dehnung entstehende Wölbungsänderung zweier kugelabschnittsförmiger Körper. Diese verändern den Abstand zueinander und rufen so eine Kapazitätsänderung hervor. Mechanisch aufwändigere Ausführungen verschieben über Hebelmechanismen Platten- oder Zylinderkondensatoren teilweise ineinander.

Bezüglich der mess- und anwendungstechnischen Eignung können derartige Sensoren mangels Genauigkeit und Baugröße nicht mit herkömmlichen DMS konkurrieren. Sie werden vorrangig für Anwendungen bei sehr hohen Temperaturen eingesetzt, wo die Kunststoffkomponenten der normalen DMS einen Einsatz verbieten.

Zunehmende Anwendung finden Piezofilm-Dehnungsmessstreifen, die, in ähnlicher Größe wie metallische DMS, aus Polyvinylidenfluoriden (PVDF) hergestellt werden (Bild 3.7). Dieser Kunststoff besteht aufgrund des elektronegativen Fluor aus stark polaren Molekülen, die im Ausgangszustand diffus angeordnet sind. Durch das Anlegen einer Hochspannung bei der Polymerisation werden diese Moleküle entsprechend der Elektrodenanordnung ausgerichtet. Kommt es danach zu

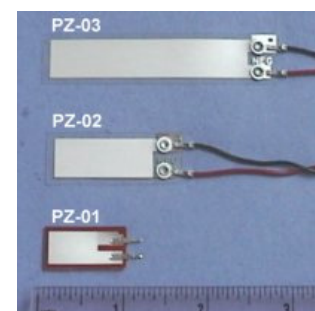


Bild 3.7: PVDF-DMS

dehnungsbedingten Formveränderungen, treten Ladungsverschiebungen wie bei Piezokristallen auf. Damit sind die PVDF-DMS von einer Versorgungsspannung unabhängig. Sie bieten prinzipbedingt eine geringe Temperaturempfindlichkeit, da geometrische Veränderungen anstelle von temperatursensitiven Widerständen gemessen werden. PVDF-Folien sind unempfindlich gegen Feuchtigkeit. Sie sind gegen viele Chemikalien und andere äußere Einflüsse wie z.B. UV-Licht resistent. Nachteilig ist aber eine für Piezoaufnehmer typische Nullpunktdrift. Damit sind PVDF-DMS vorrangig für kurzzeitige, dynamische Messungen geeignet. Da diese Technologie noch nicht lange auf dem Markt erhältlich ist und entsprechendes messtechnisches Zubehör als Komplettlösung, wie es die Anbieter herkömmlicher DMS anbieten, nicht verfügbar ist, beschränken sich die Anwendungsfälle auf einige wenige Hochtechnologiebereiche. In der Luftfahrtindustrie werden beispielsweise großflächig die Dehnungen an Flugzeugteilen gemessen. Zukünftige Anwendungen in Kombination mit herkömmlicher DMS-Technik machen die PVDF-Messstreifen-Technologie auch für den im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Sensor zur Bauwerksüberwachung interessant.

3.4.4 Das physikalische Wirkungsprinzip metallischer DMS

Wird ein metallischer Leiter deformiert, so ändern sich Leiterquerschnitt und Länge. Je nach Werkstoff kann auch eine Änderung des spezifischen elektrischen Widerstandes ρ auftreten. Für einen homogenen Draht mit dem Widerstand R gilt:

$$R = \rho \frac{l}{A} = \frac{l}{\sigma_l A} \quad (3.3)$$

(ρ spez. Widerstand, σ_l spez. Leitfähigkeit, l und A Länge und Querschnittsfläche des Drahtes)

Ersetzt man in Gleichung (3.3) den spezifischen Widerstand mit dem Produkt aus Elementarladung, der mittleren Elektronenbeweglichkeit sowie der Anzahl von freien Ladungsträgern pro Länge in Beziehung, ergibt sich für den Widerstand des Drahtes folgende Beziehung:

(N e Gesamtladung der beweglichen Leitungselektronen, μ mittlere Beweglichkeit)

$$R = \frac{l^2}{Ne\mu} \quad (3.4)$$

Aus dem totalen Integral von (3.4) kann die relative Widerstandsänderung bei einer aufgeprägten Dehnung wie folgt dargestellt werden:

$$\frac{dR}{R} = 2 \frac{dl}{l} - \frac{dN}{N} - \frac{d\mu}{\mu} \quad (3.5)$$

Die dehnungsabhängige Widerstandsänderung lässt sich in einen nur von der Längenänderung hervorgerufenen geometrischen Anteil und einen Gefügeanteil aufteilen. Der

Gefügeanteil hängt von der dehnungsbedingten Änderung der Anzahl und der Beweglichkeit der Leitungselektronen ab. Da der Gefügeanteil nach /42/ stark nichtlinear ist, werden für Dehnungsmessstreifen Materialien bevorzugt, die nur eine geometrische Abhängigkeit der Empfindlichkeit besitzen. Bei Metallen ist im Gegensatz zu Halbleitern die Anzahl der Leitungselektronen bei elastischen Deformationen konstant. Ihre Beweglichkeit kann geringfügig variieren, ist aber insbesondere bei Kupfer-Nickellegierungen (Konstantan) kaum von der Dehnung abhängig. Somit bleibt die Längenänderung die einzige Einflussgröße der Widerstandsänderung. Ein rein von der Verformung abhängiges Messsignal ist erwünscht, da die dehnungsabhängige Änderung der Ladungsträger und ihre Beweglichkeit stark temperaturabhängig sind. Durch die resultierende lineare Abhängigkeit von Messgröße und Messsignal werden im Präzisionskraftaufnehmerbau - wie auch bei experimentellen Analysen - fast ausschließlich Konstantan-DMS verwendet. In einigen Fällen werden auch Nickel-Chrom-Legierungen eingesetzt, die ebenfalls einen sehr geringen Gefügeanteil an der Widerstandsänderung aufweisen.

3.4.5 Bauformen und Applikation von Dehnungsmessstreifen

Die fototechnische Erzeugung des Messgitters ergibt freie Gestaltungsmöglichkeiten für das DMS-Layout. Von besonderem Interesse ist eine Reduktion der Querempfindlichkeit. Durch die von der zu messenden mechanischen Spannung hervorgerufene Querkontraktion oder durch von außen aufgebrachte orthogonale Spannungen wird der DMS quer zur Messrichtung gedehnt. Dabei kommt es zu einer Verlängerung der Verbindungsstege zwischen den relevanten Messgittersträngen. Die fotochemische DMS-Herstellung ermöglicht eine optimale Gestaltung der Querverbindungen. Sehr geringe Messstrangabstände und stark verbreiterte Querstege reduzieren die orthogonale Störkomponente. Mögliche gegensätzliche Effekte auf die Querempfindlichkeit durch die Verformung der Messstränge werden dabei so genutzt, dass sich die Störeinflüsse eliminieren.

Die fotochemische Produktion ermöglicht aber auch an Anwendungszweck und Material des Messojekts angepasste Messgitter. Beispielsweise werden unterschiedliche Messgittergrößen zur Anpassung an die Korn- bzw. Gefügegrößen des zu bemessenden Materials verwendet. In /43/ durchgeführte Untersuchungen über das Verhältnis von Messgitter- und Gefügegröße ergaben, dass DMS-Gitter eine mindestens 8-fach größere Länge gegenüber der Gefügegröße besitzen sollten. Größere Gitterlängen erbringen kaum Verbesserungen. Konstruktive Details des Messobjektes müssen bei der DMS-Auswahl berücksichtigt werden. Einflüsse wie z.B. nahegelegene Kerben und Störstellen mit daraus resultierenden hohen Gradienten im inhomogenen Spannungsfeld erfordern besonders kleine DMS. Spezielle Rosetten-DMS werden auch zur Eigenspannungsanalyse von Werkstoffen genutzt. Dabei wird mittig in den DMS eine Entspannungsbohrung eingebracht und die Dehnungsänderungen am Bohrungsrand durch das rosettenförmige Messgitter gemessen. Bild 3.8 zeigt eine Auswahl verschiedener Messstreifen. Bei der Verschiedenheit der Ausführungsform wird jedoch ein Gitterwiderstand von 120 Ω , 350 Ω und in einigen Fällen 700 Ω eingehalten



Bild 3.8: Verschiedene Ausführungsformen kommerzieller DMS /44/

Als Trägermaterial für den DMS-Streifen lassen sich verschiedene Kunststofffolien verwenden. Als Verbindungsglied zwischen Messobjekt und Messgitter übertragen sie die zu messenden Dehnungen. Vorrangig kommen Polyimid und glasfaserverstärktes Phenolharz zum Einsatz. Ersteres ist besonders zur Messung hoher Dehnungen geeignet und bietet eine einfache Handhabung bei der Applikation. Glasfaserverstärkte Phenolharze weisen hingegen ein geringeres Kriechverhalten auf.

Die Kunststoffe von Folienträger und insbesondere der Klebschicht zeigen ebenfalls nichtlineare Dehnungseigenschaften. Der qualitative Einfluss von zwei Kriecheffekten ist in Bild 3.9 skizziert. Das Kriechverhalten der Kunststoffe führt zu einer langfristigen Veränderung der Dehnungszustände an der Kontaktfläche zum Metall des Messgitters. Eine permanentes Nachkriechen der Messsignale ist die Folge. Die Kriecheffekte sind besonders stark an den am höchsten beanspruchten Endbereichen der metallischen Messgitterstrukturen. Als Gegenmaßnahme werden bei DMS für Präzisionskraftaufnehmer sogenannte tote Enden verwendet. Die Messstränge werden dabei über den Bereich der Querverbindungen verlängert. Der kritische Endbereich der Stränge ist somit messtechnisch nicht aktiv. Die Ausführung der Strangenden und Querverbindungen ermöglicht auch eine Steuerung des Kriechverhaltens. Somit kann bei Kraftaufnehmern ein entgegengerichtetes Verhalten des Federstahles - wie in Bild 3.9 gezeigt - kompensiert werden. Durch die fototechemische Herstellung können auch hier einfach und schnell spezielle Layoutänderungen des Messgitters realisiert werden.

Sowohl das Messobjekt als auch der Folienträger verursachen durch verschiedene Effekte ein hysteresehaftes Messsignal. Die daher resultierende relative Abweichung kann im ungünstigsten Fall bis zu 1 % betragen. In /43/ wurde gezeigt, dass die Größe des Messgitters einen maßgeblichen Einfluss auf die Hysterese hat. Größere Messgitter sind prinzipiell zu bevorzugen. Ein Standardmessgitter mit 6 mm Länge hat bei Dehnungen von 3000 $\mu\text{m}/\text{m}$ eine vierfach geringere Hysterese als ein gleichartiges Messgitter mit nur 0,6 mm Länge.

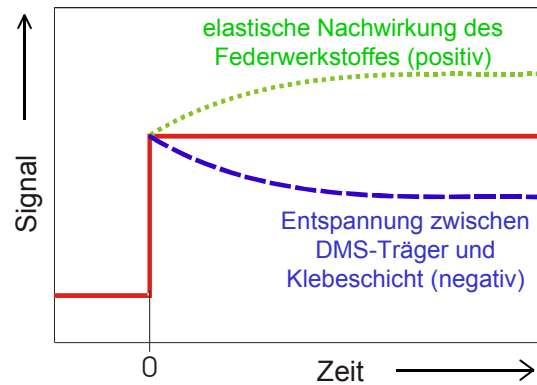


Bild 3.9: Aufhebung gegensätzlicher Kriecheffekte bei Kraftaufnehmern

Für die Applikation der DMS muss eine chemisch stabile, möglichst feuchtigkeitsunabhängige und dünne Klebeschicht zwischen dem Polyimid bzw. Phenolharz und dem zu bemessenden Material, bei Kraftaufnehmern i.A. rostfreier Stahl, erzeugt werden. Dabei muss das Kriechverhalten des gewählten Klebstoffes beachtet werden. Um daraus resultierende Unsicherheiten zu verringern, sollte er ein möglichst lineares, elastisches Verhalten aufweisen und in einer sehr dünnen Schicht zu applizieren sein. Gleichzeitig sind aber auch anwendungsspezifische Parameter zu berücksichtigen. Die geforderte Lebensdauer und der Temperaturbereich der Anwendung sind ebenso ausschlaggebend wie die Oberfläche des Messobjektes. Bei höheren Temperaturen aushärtende Epoxidharze zeigen als Folge einer gleichmäßig vernetzten Kunststoffstruktur gute elastische Eigenschaften. Kriech- und Hystereseverhalten sind geringer als bei anderen Klebstoffen /43/. Die zur Aushärtung erforderliche Temperatur von 200° C beschränkt aber die Einsatzmöglichkeiten. Der zu wählende Klebstoff sollte möglichst dünnflüssig sein um eine dünne Klebeschicht auszubilden. Bei saugfähigen Untergrundmaterialien kann aber nur ein zähflüssiger Klebstoff verwendet werden.

Verschiedene Klebstoffe verbinden sich nur mit bestimmten Materialien. Die Hersteller und Vertrieber entsprechender Klebstoffe bieten hierfür technische Datenblätter zur optimalen Auswahl des Klebstoffes an.

3.4.6 Ursachen der Empfindlichkeit von DMS gegenüber Feuchtigkeit

Dehnungsmessstreifen sind aufgrund ihrer dünnen Isolationsschicht empfindlich gegen chemische Prozesse, die einen Einfluss auf den Isolationswiderstand haben. Eine daraus resultierende Widerstandsänderung der einzelnen DMS in der Messbrückenschaltung führt zu einer Nullpunktverstimmung.

Die in die Widerstandsfolie eindringende Feuchtigkeit ist hauptsächlich Ursache für eine erhebliche Nullpunktunsicherheit. Sie bewirkt über verschiedene Mechanismen eine Änderung des elektrischen Leitwertes des Isolierstoffes, was eine unbekannte, systematische Messabweichung verursacht (Bild 2.1).

Fast alle Kunststoffe sind im geringen Maße permeabel für Wasser, wie Untersuchungen in /45/ zeigen. Eigene Messungen bestätigen die erhebliche Wasseraufnahme von Epoxidharzen (Bild 3.10). Schon im unbeeinflussten Zustand ist Wasser entsprechend des pH-Wertes teilweise hydrolysiert. Durch ionisierende Moleküle im Kunststoff wird die Leitfähigkeit des eingedrungenen Wassers durch zunehmende Hydrolyse weiter erhöht. Zu den ionisierenden Stoffen gehören nicht vermeidbare Schmutzstoffe, unverbrauchte Reaktionsprodukte bei der Kunststoffherstellung, Rückstände von stark alkalischen Lötflusmitteln und mit dem Wasser eindiffundierende Ionen aus der DMS-Umgebung.

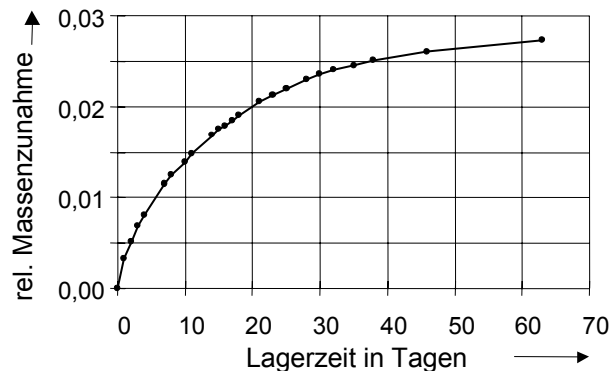


Bild 3.10: Relative Wasseraufnahme von Epoxidharz

Ionisierende Stoffe verursachen über eine weitere Wirkungsweise eine Erhöhung der Leitfähigkeit. Die von Elektronen besetzten Energieniveaus von Kunststoffen können, wie auch bei Halbleitern, in Leitungs- und Valenzband getrennt werden. Der Abstand zwischen diesen besetzbaren Energieniveaus beträgt bei Epoxidharzen etwa 4,5 eV. bis 5 eV. Im Gegensatz zu Halbleitern ist die zwischen Valenzband und Leitungsband existierende, für Elektronen energetisch nicht zu besetzende Bandlücke W stark ortsabhängig. Dies zeigt die aus /46/ entnommene Darstellung in Bild 3.11. Werden durch Hydrolyse Ionen freigesetzt bzw. Schmutzstoffe mit der Feuchtigkeit eingebracht, so wirken diese als sogenannte Donatorzellen bzw. Haftstellen (Bild 3.11 rechts). Donatorzellen besitzen ein über dem Valenzband liegendes Energieniveau, das mit einem freien Elektron besetzt ist. Der geringere Energieabstand zum Leitungsband ermöglicht eine im Vergleich zum Halbleiter höhere thermische Generierung von Leitungselektronen. Haftstellen fangen thermische Elektronen aus dem Valenzniveau (VN) in einem Energieniveau dicht unter dem Leitungsniveau (LN). Der geringe Abstand macht einen weiteren thermischen Sprung in das Leitungsband wahrscheinlicher als einen direkten Sprung über die nicht zu besetzende Bandlücke.

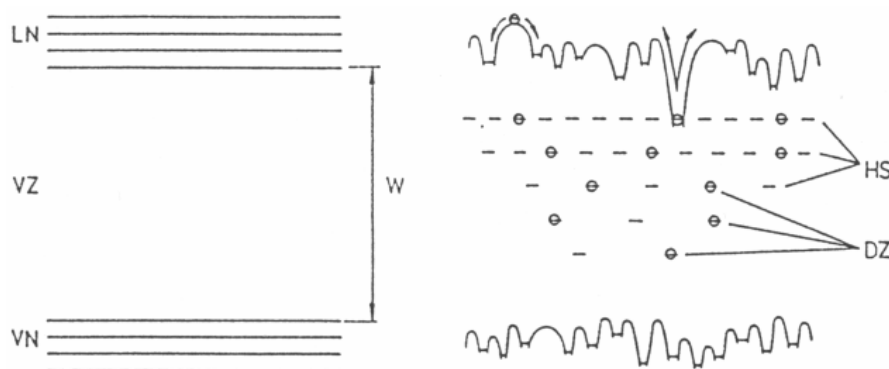


Bild 3.11: Prinzipieller Vergleich der besetzbaren Energieniveaus von Halbleitermaterialien und Kunststoffen mit eingebrachten Fremdstoffen als Haftstellen (HS) bzw. Donatorzellen (DZ) für Elektronen (aus /46/)

Neben diesen elektrischen und chemischen Einflüssen bewirkt ein weiterer Mechanismus eine Änderung des Nullpunktes. Die Kunststoffe der Isolierschicht quellen auf und täuschen so eine Dehnung vor. Die Quellung von Epoxidharzproben nach einer Lagerung in einem Wasserbad beträgt einige Prozent.

Die beschriebenen Effekte sind zusammenfassend in zwei Gruppen zu unterscheiden. Ein Teil der feuchtigkeitsbedingten Nullpunktsdrift ist durch eine Trocknung reversibel. Dazu zählt die Volumenänderung und die Leitfähigkeit durch das eingedrungene Wasser. Dagegen sind durch die Feuchtigkeit ausgelöste Reaktionen mit Schmutzstoffen nicht reversibel.

Nullpunktbeobachtungen mit DMS sind nur möglich, wenn bei der Herstellung auf äußerste Sauberkeit gegenüber Fremdstoffen geachtet wird. Der DMS muss gegenüber der Umgebung hermetisch gekapselt sein. Entsprechende Maßnahmen sind schon bei der Konstruktion von Kraft- und Drehmomentaufnehmern sowie Wägezellen vorzusehen.

3.5 Aufbau von herkömmlichen Kraft- und Drehmomentaufnehmern

Kraftaufnehmer nutzen verschiedene technische Möglichkeiten, um kleine, visuell nicht erkennbare elastische Verformungen aufzunehmen und über eine Messkette zu quantifizieren. Verschiedene Verfahren zur optischen oder mechanischen Verstärkung bzw. Übertragung der Messgröße wurden in der Vergangenheit genutzt. Mit der Entwicklung präziser Digitalverstärker wurden diese Verfahren fast vollständig von DMS-gestützten Aufnehmern verdrängt.

Die Kalibrierung der Kraftaufnehmer erfolgt mit den in Kapitel 3.1 vorgestellten Kraft-Normal- bzw. Referenzmesseinrichtungen. Dazu werden die Aufnehmer entweder zur Zugbelastung mittels Zugstangen und Kugelschalen oder zur Druckbelastung über einen Lastknopf in den Kraftfluss der Belastungseinrichtung integriert. Die Kugelschalen bzw. der Lastknopf verhindern dabei weitgehend die Übertragung von Biegemomenten, die als Störkomponenten sonst einen Unsicherheitsbeitrag für die Kalibrierung liefern würden. Eine typische Messkette für die Kraftmessung mit DMS-Aufnehmern zeigt Bild 3.12.

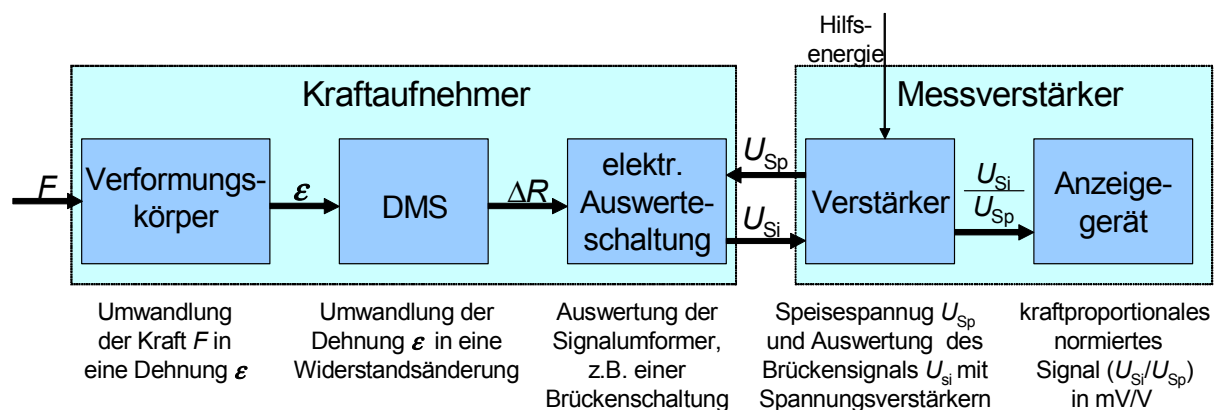


Bild 3.12 : Messkette zur Kraftmessung mittels auf DMS-Technik basierender Aufnehmer

Die Eingangsgröße Kraft F deformiert den Verformungskörper und erzeugt so eine mechanische Spannung σ . Die resultierenden Dehnungen verursachen in den DMS als Signalumformer eine proportionale Widerstandsänderung ΔR . Vier DMS werden in der Regel zu einer Wheatstoneschen Brückenschaltung verschaltet, die eine Speisespannung U_{Sp} in eine der Eingangsgröße F proportionale Signalspannung U_{Si} umwandelt. Die Speisespannung beträgt in der Regel einige Volt, das darauf bezogene Brückensignal wird in mV/V ausgegeben. Bedingt durch den linearelastischen Bereich des Federstahls und der gewünschten Genauigkeit wird bei der konstruktiven Auslegung vorzugsweise ein Nennlastsignal von 2mV/V gewählt.

Der Kraftaufnehmer soll bei einem geringen Deformationsweg eine möglichst große Messbrückenverformung hervorrufen. Die häufigsten konstruktiven Bauformen von Kraftaufnehmern sind in Bild 3.13 skizziert.

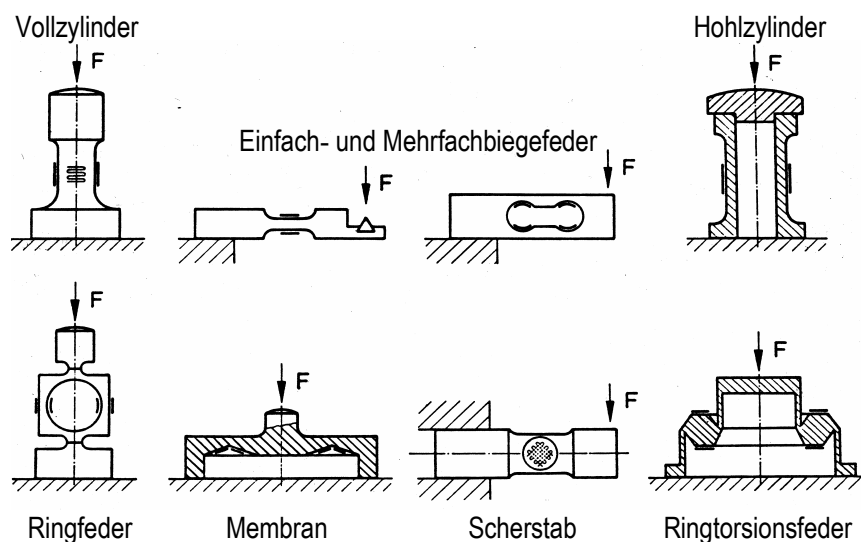


Bild 3.13: Häufige Ausführungsformen von Kraftaufnehmern

Als einfachste Bauformen werden Stäbe und Hohlzylinder mit Verjüngungen in dem mit DMS applizierten Bereich verwendet. Zur Hauptspannungsrichtung orthogonal ausgerichtete Messstreifen generieren dabei durch die Querkontraktion ein invertiertes Signal für die Messbrückenschaltung.

Für höchste Genauigkeitsansprüche haben sich in der Vergangenheit membranförmige Bauformen durchgesetzt. Sie weisen in der Membran einzelnen Bohrungen auf und bilden somit praktisch ein System aus mehreren Biegefedern. Gegensätzliche Dehnungen an Ober- bzw. Unterseite der als Federelement wirkenden Stege ergeben gegenläufige DMS-Signale, was in einer Vollbrückenschaltung zu einem hohen Signalpegel führt.

Zu dieser Aufnehmerbauform konkurrieren Ringtorsionsfedern, die eine geringere Empfindlichkeit gegenüber Störkomponenten bieten. Die zu messende Kraft erzeugt eine Torsion des in Bild 3.13 erkennbaren Rings. Diese Torsion erzeugt Zug- und Druckspannungen, die sich mit einer Brückenschaltung der DMS entsprechend auswerten lässt. Aufgrund der Bauweise

führen störende Querkomponenten zu nur geringen Dehnungen an den Bereichen der DMS-Applikation und Biegekräfte ergeben durch die breite und biegesteife Konstruktion geringe Dehnungen an den Messstellen, die zusätzlich durch einen über den nahezu gesamten Umfang des Torsionsrings verlaufenden, kreisförmigen DMS herausgemittelt werden.

Den jeweiligen geometrischen Rahmenbedingungen bei der Anwendung, z.B. Einbaugröße oder Art der Krafteinleitung, stehen eine Vielzahl von Kraftaufnehmern zur Verfügung, die teilweise an spezielle Anwendungsfälle angepasst sind. Als Beispiel seien hier Radialkraftaufnehmer genannt, die nicht über einen Lastknopf oder ein Zuggestänge, sondern über eine mittige Lageraufnahme für eine Achse mit der zu bemessenden Kraft beaufschlagt werden.

Drehmomentaufnehmer sind in der Regel als Torsionswelle aufgebaut. Die DMS werden dabei entweder außen oder innen auf einem Hohlzylinder appliziert. Eine Außenapplikation hat den Vorteil eines einfacheren Klebevorganges. Innenapplizierte Aufnehmer können dagegen auf eine äußere metallische Kapselung und einen daraus resultierenden Kraftnebenschluss durch die außen aufgeschweißte Metallmembran verzichten. Der Aufnehmer muss lediglich an den Enden verschweißt werden. Neben den Ausführungen als Torsionswelle werden für Drehmomentaufnehmer auch andere Ausführungsformen wie Messflansche verwendet. Prinzipiell ergeben sich für den Bau von Drehmomentaufnehmern zusätzliche Schwierigkeiten durch die Momenteinleitung. Die Aufnehmer werden über hydraulische und konische Spannelemente, Nuten oder Vielecke mit der Last beaufschlagt. Die daraus resultierende Baugröße führt durch Durchbiegung und die Einflüsse des Eigengewichtes zu erhöhten Messunsicherheiten. Insbesondere die Empfindlichkeit gegenüber Querkomponenten der als lange Torsionswelle ausgebildeten Aufnehmer ist nicht zu vernachlässigen und wurde in [37] näher untersucht. Dort wurden einige Bauformen, wie käfigartig ausgebildete Torsionsfedern, als besonders anfällig für Störkomponenten ausgemacht. Für eine präzise Kalibrierung von Drehmomentaufnehmern wurden für die 1-kNm-Drehmoment-Normalmeseinrichtung der PTB spezielle Mehrkomponenten-Kraft- und -Drehmomentaufnehmer entwickelt, mit denen die Störkomponenten gemessen werden. Durch das Verfahren des Gegenlagers können diese Komponenten reduziert werden.

3.5.1 Nichtlinearitäten und Kriechverhalten von Kraftaufnehmern

Die auf DMS-Technik basierenden Kraft- und Drehmomentaufnehmer zeigen ein geringes zeitinvariantes Signalverhalten nach Aufbringen einer konstanter Last. Neben den beteiligten Kunststoffen zeigt auch der Federstahl ein Kriechverhalten, aus dem der in Bild 3.9 skizzierte Signalverlauf eines Kraftaufnehmers resultiert.

Ursache für dieses Verhalten ist u.a. das frühzeitige Einsetzen plastischer Verformungen auch schon weit unterhalb der in Tabellenbüchern als elastischer Bereich angegebenen Dehnungsgrenze. Die früh einsetzenden Nichtlinearitäten sind irreversible Verformungszustände an Inhomogenitäten im Materialgefüge. Durch die in Auftreten und Größe

statistisch verteilten Fehlstellen lässt sich keine exakte Definition des Überganges vom elastischen zum plastischen Bereich angeben. Schon bei geringen Dehnungen treten lokale Plastifizierungen auf. Neben dem Signalkriechen wird durch sie eine Hysterese bei alternierender Last hervorgerufen. Für die Herstellung von Kraftaufnehmern ist deshalb eine Stahllegierung erwünscht, die nicht unbedingt einen extrem großen Dehnungsbereich ermöglicht, sondern viel mehr innerhalb des ausgewerteten Dehnungsbereiches plastische Verformungen durch Gefügestörstellen und damit Abweichungen vom idealelastischen Zustand weitgehend verhindert.

Das gewünschte linearelastische Verhalten des Federstahles wird weiterhin durch Diffusionsvorgänge von Fremdatomen im Metallgefüge gestört. Da diese Diffusionsvorgänge aber in der Regel reversibel sind, sich also bei Entlastung wieder der alte Zustand einstellt, handelt es sich um elastische Relaxationserscheinungen. In /47/ wurde gezeigt, dass solche Nachwirkungen für die Präzisionskraftmessung relevante Ausmaße annehmen können. Die Auswirkung von Dehnungsgradienten auf diese diffusionsbedingten Relaxationen wurde in /48/ untersucht. Dabei wurde festgestellt, dass die unerwünschten Kriecheigenschaften mit dem Spannungsgradienten korrelieren. Bei Präzisionskraftaufnehmern wird entsprechend versucht, durch konstruktive Maßnahmen hohe Gradienten zu vermeiden und die DMS nur in Bereichen mit homogenen Spannungsfeld zu applizieren.

Neben den mechanischen Kriechvorgängen treten auch thermisch bedingte Relaxationserscheinungen auf. Sie werden durch eine mit der Volumenänderung zusammenhängenden adiabatischen Zustandsänderung hervorgerufen. Die daraus resultierenden örtlichen Temperaturveränderungen bewirken lokale Änderungen der temperaturabhängigen Werkstoffkenngrößen. Für schnelle Zustandsänderungen wird ein adiabatisches Elastizitätsmodul definiert, das bei Federstählen um ca. 0,2 % größer ist als das isotherme Elastizitätsmodul. Für Präzisionskraftaufnehmer wird aus diesem Grund neben den bisher genannten Kriterien eine Stahllegierung gesucht, die eine geringe Differenz zwischen isothermem und adiabatischem Elastizitätsmodul besitzt.

Bei höchsten Genauigkeitsanforderungen an den Aufnehmer werden Bauformen bevorzugt, die als Biegefederelement ähnlich große Volumina mit negativen und positiven Dehnungen aufweisen. Damit kommt es in beiden Bereichen zu entgegengesetzten Temperaturveränderungen. Die hohe Wärmeleitfähigkeit von Metallen ermöglicht einen erheblich schnelleren Temperatúrausgleich zwischen den gegensätzlich temperierten Volumina als dies bei einem Temperatúrausgleich alleine mit der Umgebungsluft der Fall ist. Dadurch wird die thermische Relaxationszeit erheblich verkürzt.

Die Abweichungen infolge von Kriecheffekten können zusätzlich durch spezielle DMS individuell für jeden Kraftaufnehmer reduziert werden, die ein dem Sensorkörper entgegengesetztes Kriechverhalten zeigen (Bild 3.9). Nichtlinearitäten z.B. durch Relaxationen werden auch durch ein gegenläufiges, nichtlineares Verhalten von Halbleiter-DMS kompensiert. Dazu werden in den Speiseleitungen der Messbrücke spezielle, dem jeweiligen Aufnehmerverhalten angepasst dotierte Halbleiter integriert.

3.5.2 Thermische Einwirkungen auf Kraft- und Drehmomentaufnehmer

Thermische Einflüsse können das Messsignal eines DMS-Kraftaufnehmers beeinflussen. Die Einflüsse wirken sich sowohl auf das Nullsignal als auch auf die Empfindlichkeit des Aufnehmers aus.

Die in dem Messkörper durch Temperatureinflüsse hervorgerufenen Dehnungen überlagern sich mit den von der zu bemessenden Kraft hervorgerufen mechanischen Dehnungen. Dadurch kommt es zu einer Veränderung des Nullsignals. Als Gegenmaßnahme wird die Legierung des Messgitters an den Temperaturkoeffizienten des Aufnehmermaterials angepasst. Verbleibende Abweichungen und Nichtlinearitäten im Temperaturverhalten kompensieren sich bei einer Vollbrückenschaltung unter der Voraussetzung, dass kein Temperaturgradient zwischen den DMS-Applikationsstellen vorliegt. Dazu werden die DMS in einem Kraftaufnehmer möglichst nahe beieinander platziert.

Die Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmodules kann ebenfalls zu erheblichen Messunsicherheiten führen. Metallische Werkstoffe zeigen bei Temperaturerhöhung eine Verringerung des Elastizitätsmodules. In /49/ und /50/ sind dazu Zahlenwerte genannt. Für Federstähle verändert sich das Elastizitätsmodul um $-20 \cdot 10^{-5}/\text{K}$ bis $-38 \cdot 10^{-5}/\text{K}$. Ohne eine Kompensation würde sich daraus eine Abweichung in der Empfindlichkeit von 1,4 % bei 80 K Temperaturdifferenz ergeben. Zur Kompensation werden in die Speiseleitungen temperaturempfindliche Widerstände integriert, die möglichst nah am Applikationsort des aktiven Messstreifen einen gegensätzlichen Effekt bewirken.

3.5.3 Kompensationsschaltungen an Kraft und Drehmomentaufnehmern

Wie in den vorhergehenden Abschnitten erläutert, werden verschiedene Kompensationsverfahren eingesetzt, um ein lineares, hysteresefreies Messsignal zu erhalten. Ohne Belastung soll das Ausgangssignal Null betragen, während bei Nennlast in der Praxis ein Messsignal von 2 mV/V angestrebt wird um den Dehnungsbereich des Federstahles optimal auszunutzen.

Bild 3.14 zeigt eine komplette Kompensationsbeschaltung eines DMS-Kraftaufnehmers. Die grau hinterlegten Kompensationswiderstände werden direkt im Aufnehmer möglichst nahe den relevanten Messstreifen appliziert. Die Temperaturdifferenz zwischen DMS und Kompensationselementen wird so minimiert. Die weiß hinterlegten Kompensationswiderstände werden nach der hermetischen Versiegelung im Kabelkasten des Aufnehmers angebracht. So kann eine endgültige Feinjustage auch unter Berücksichtigung des von der Versiegelung hervorgerufenen Kraftnebenschlusses durchgeführt werden.

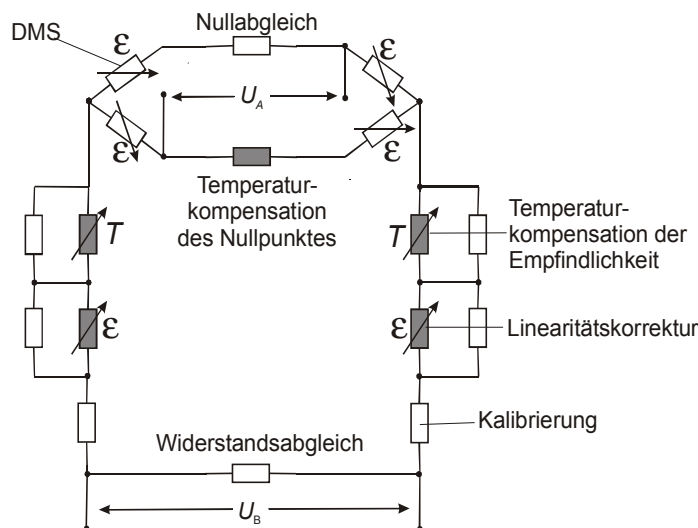


Bild 3.14: Beschaltung zur Temperatur- und Linearitätskompensation

Um den Zusammenhang von Kraft und Messsignal zu linearisieren, werden Widerstände in die Speiseleitungen integriert und nahe den eigentlichen DMS auf dem Messkörper appliziert. Dazu werden inaktive, also nicht mit Dehnungen beaufschlagte DMS verwendet, die durch Leiterbahnmaterial, Gitterausrichtung, Applikationsort und Trägerkunststoff in ihrer gegenläufigen Nichtlinearität jedem Aufnehmer individuell angepasst werden. Alternativ werden auch Halbleiter-DMS verwendet. Die für

den Ausgleich einer stetigen Nichtlinearität verwendeten Widerstände werden in ihrer Gegenläufigkeit leicht überdimensioniert und mit einem parallel geschalteten Widerstand am Kabelkasten nach Beendigung aller eigenschaftsrelevanten Produktionsprozesse endgültig abgeglichen.

Die Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit wird - wie erwähnt - durch temperatur-sensitive Widerstände korrigiert, die der mit der Temperatur steigenden Empfindlichkeit durch eine Erhöhung des Widerstandes im Speisekreis entgegenwirken. Auch hier wird zunächst eine leichte Überkompensation vorgenommen, die nach der kompletten Aufnehmermontage durch einen weiteren, parallel geschalteten Widerstand am Kabelkasten exakt justiert wird. Der Abgleich ist in der Praxis sehr arbeitszeitaufwendig, da die Aufnehmer bei verschiedenen Temperaturen in Belastungseinrichtungen gemessen und korrigiert werden müssen.

Die durch einen asymmetrischen Temperaturgang der beiden Brückenarme bedingte Nullpunktdrift wird durch einen temperaturabhängigen Widerstand im Aufnehmer reduziert, der in einen Messzweig geschaltet wird. Um die daraus resultierende Nullpunktverschiebung zu kompensieren und um geringfügige Unterschiede in den Widerständen der beiden Arme abzugleichen, wird in einem Brückenarm ein Widerstand im Kabelkasten zum Nullabgleich eingefügt und nach der endgültigen Aufnehmermontage justiert.

Die Einflüsse des in 3.5.1 beschriebenen Kriechens werden durch spezielle Ausführungsformen der messtechnisch aktiven DMS kompensiert. Nach dem Applizieren des DMS lassen sich mit dem Durchtrennen einzelner Überbrückungen Messgitterbereiche mit definierten Kriecheigenschaften zuschalten. Somit kann das von Material, Klebeschicht und DMS hervorgerufene Aufnehmerkriechen individuell kompensiert werden.

Nach Beendigung aller Justagen wird der Kabelkasten mit Kunststoff vergossen. Den zwei Speiseleitungen werden noch zwei Fühlerleitungen parallel geschaltet. Sie messen den durch

ohmsche Leitungsverluste verursachen Spannungsabfall entlang der Speiseleitung. Die Speisespannung kann am Messverstärker korrigiert werden, so dass der Aufnehmer exakt mit seiner Nennspannung betrieben wird. Gleichzeitig wird ein Einfluss des Messkabels auf die Bezugsspannung für die Potentialdifferenz der Messbrückenverstimung ausgeschlossen.

3.6 Messverstärker in der DMS-Technik

Vollbrückenschaltungen aus metallischen Dehnungsmessstreifen ergeben nur geringe Ausgangssignale im Bereich einiger Millivolt. Für die weitere elektronische Signalumwandlung ist eine Verstärkerschaltung unumgänglich. Dabei sind die Vorverstärkerstufe und die Endstufe zu unterscheiden. Die Endstufen sind bei modernen Messverstärkern Analog-Digitalumsetzer, die eine ebenso preiswerte wie präzise Weiterverarbeitung mit digitalen Filtertechniken ermöglichen. Bei den Vorverstärkern kann auf Analogtechnik nicht verzichtet werden, da mit den geringen Signalamplituden der DMS-Technik keine Analog-Digitalumsetzer mit ausreichender Präzision direkt angesteuert werden können. In der praktischen Anwendung werden zwei Varianten von Vorverstärkern verwendet.

Gleichspannungsverstärker nutzen eine in Bild 3.15 dargestellte Elektrometer-Subtrahierschaltung

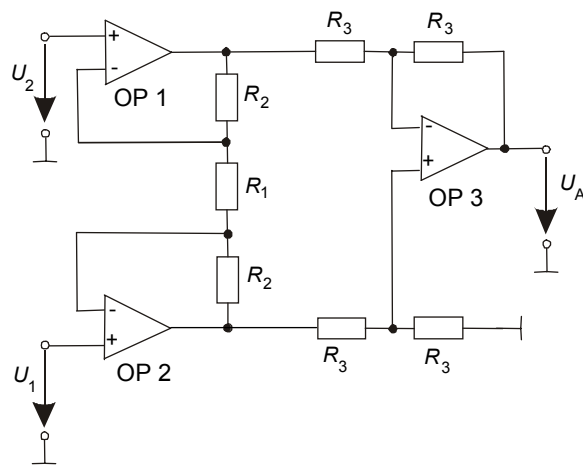


Bild 3.15: Elektrometer-Subtrahierschaltung

$$U_A = \left(1 + \frac{2R_2}{R_1}\right) \cdot (U_2 - U_1) \quad (3.4)$$

Gleichung 3.4 beschreibt den Zusammenhang zwischen den Eingangspotentialen U_1 und U_2 an den beiden Messleitungen bzw. Messpunkten der Vollbrückenschaltung und der Ausgangsspannung U_A . Die Schaltung verstärkt nur die Differenzspannung zwischen den Eingangs-Operationsverstärkern OP_1 und OP_2 . Auf diese Weise werden bei einer Vollbrückenschaltung

gleichsinnige Potentialunterschiede zwischen den Messpunkten der Messbrückenschaltung und dem Nullpotential am Verstärker weitestgehend unterdrückt. Eine solche Potentialabweichung entsteht aus Asymmetrien der Zuleitungskabel. In der messtechnischen Praxis tritt eine Potentialverschiebung von bis zu 0,1 V auf und verursacht dabei etwa 0,01 μ V als systematische Messabweichung /30/. Die komplette Verschaltung von Messstreifen und Vorverstärker ist in Bild 3.16 dargestellt.

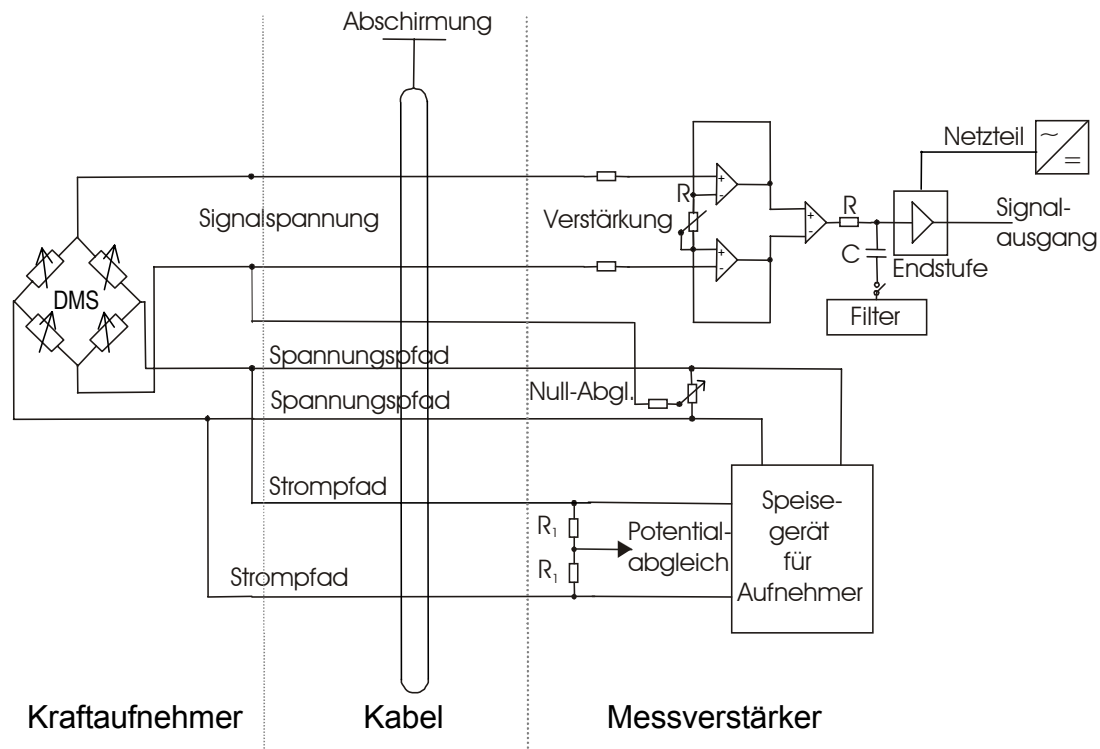


Bild 3.16: Prinzipbild einer über eine Sechselekterschaltung an eine Messbrücke angeschlossene Elektrometer-Subtrahierschaltung als Gleichspannungs-Vorverstärker

Gleichspannungsverstärker dieser Bauart erlauben in industriellen Ausführungen Eingangssignale von etwa 20 mV/V bei Speisespannungen bis zu 15 V. Der Frequenzgang entspricht etwa dem der verwendeten Operationsverstärker. Damit sind dynamische Messungen bis in den Bereich einiger 10 kHz möglich. Gleichspannungs-Vorverstärker haben den Nachteil einer relativ starken temperaturabhängigen Nullpunktdrift in Höhe von bis zu 0,1 $\mu\text{V/K}$. Um die von der Versorgungsspannung unabhängige Nullpunktdrift relativ zum Messsignal gering zu halten, sollten Kraftaufnehmer mit einer möglichst hohen Speisespannung betrieben werden. Auch das Eingangsrauschen ist mit 0,3 μV im Verhältnis zu einem maximalen Messsignal von 10 mV relativ groß.

Aufgrund der genannten Nachteile von Gleichspannungsvorverstärkern haben sich in der statischen Präzisionskraftmessung Trägerfrequenzverstärker als Vorverstärker durchgesetzt. Bild 3.17 zeigt den prinzipiellen Signalfluss eines Trägerfrequenzverstärkers. Die DMS-Messbrücke wird mit einer sinusförmigen Wechselspannung gespeist. Das derart modulierte Brückensignal wird verstärkt, gleichgerichtet und durchläuft gegebenenfalls verschiedene Filter. Die Trägermodulationsfrequenz wird in der Anwendung zwischen 200 Hz und 5 kHz gewählt. Die Grenzfrequenz beträgt etwa 10% der Modulationsfrequenz. Bei weiterer Erhöhung der Modulationsfrequenz verursachen Schmutzeffekte bei den verwendeten Halbleitern, kapazitive und induktive Einflüsse sowie ansteigende Nichtlinearitäten insbesondere beim galvanisch trennenden Demodulator größere Messunsicherheiten. Andererseits treten bei niedrigen Trägerfrequenzen Störungsdurchgriffe der Netzspannung auf. Sie werden mit dem modulierten Signal verstärkt und durch den Demodulator-Tiefpass

nicht ausreichend geglättet. Aus diesem Grund wird vorzugsweise eine Modulationsfrequenz von 225 Hz gewählt, die zu den 200-Hz- und 240-Hz-Oberwellen des 50-Hz- bzw. 60-Hz-Netzes einen ausreichenden Abstand bieten und mit einem entsprechenden Bandpass unterdrückt werden können.

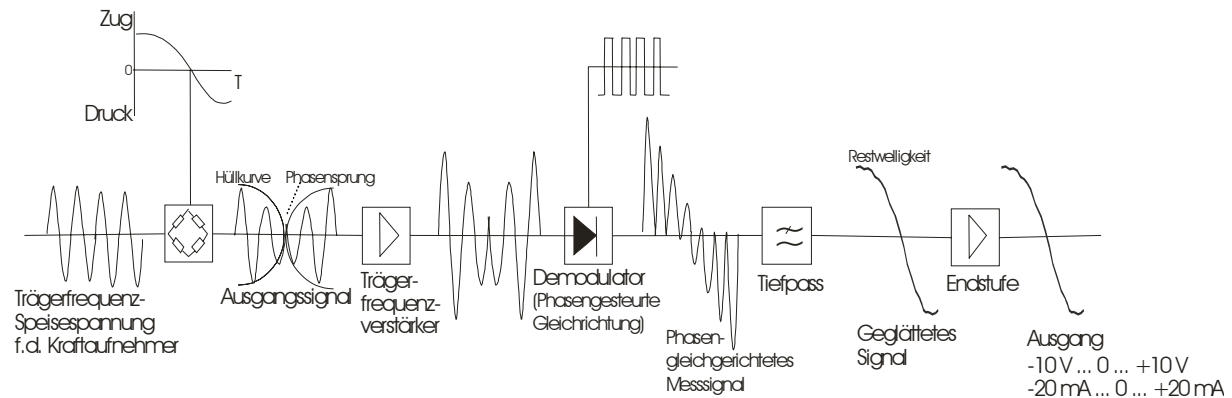


Bild 3.17: Signalfluss eines Trägerfrequenzverstärkers nach /30/

Vergleicht man Gleichspannungs- und Trägerfrequenzverstärker, so ist ihre Anwendung je nach gefordertem dynamischen Verhalten und Genauigkeit abzuwägen. Gleichspannungsverstärker bieten eine höhere Bandbreite und erlauben die Messung von Signalen im Bereich einiger 10 kHz. Ihre Messgenauigkeit ist aber bei vergleichbar aufwändigen Geräteausführungen um den Faktor 10 geringer.

Die Ausgangssignale der o.g. Vorverstärker wurden in der Vergangenheit mit nachgeschalteten analogen Verstärkern weiter verstärkt und durchliefen verschiedene analoge Filterschaltungen. Die Vielzahl der analogen Filter hat einen nicht unerheblichen Einfluss auf die Messunsicherheit des Verstärkersystems. Seit Mitte der 80er-Jahre hat sich daher eine digitale Verarbeitung der Messsignale als Ersatz für eine analoge Endstufe durchgesetzt. Filterschaltungen in aufwändiger und teurer Analogtechnik werden durch programmierbare, Mikroprozessorgesteuerte Abläufe ersetzt.

Die Digitalisierung der Messsignale erfolgt über Analog-Digital-Konverter nach dem Doppel-Integrationsverfahren, nach dem sukzessiven Approximationsverfahren oder in der Kraftmessung vorrangig nach dem Kompensationsverfahren. Die in dieser Arbeit verwendeten Messverstärker des MGC₊ Systems der Hottinger Baldwin Messtechnik (HBM) GmbH arbeiten nach dem letztgenannten Prinzip.

Bild 3.18 skizziert das Prinzip der nachfolgend beschriebenen Analog-Digitalumwandlung. Die vorverstärkte Brückenspannung U_m verursacht über den Widerstand R_m einen Strom I_m . Dieser wird mit einem Kompensationsstrom I_k verglichen und am invertierenden Eingang von Integrator I1 aufgehoben. Ein Ungleichgewicht zwischen diesen beiden Strömen verursacht eine Ausgangsspannung am Integrator I1, die über den Kompensationskreis aus Komparator K und Integrator I2 einen Eingriff in die Stromstellung von I_k verursacht.

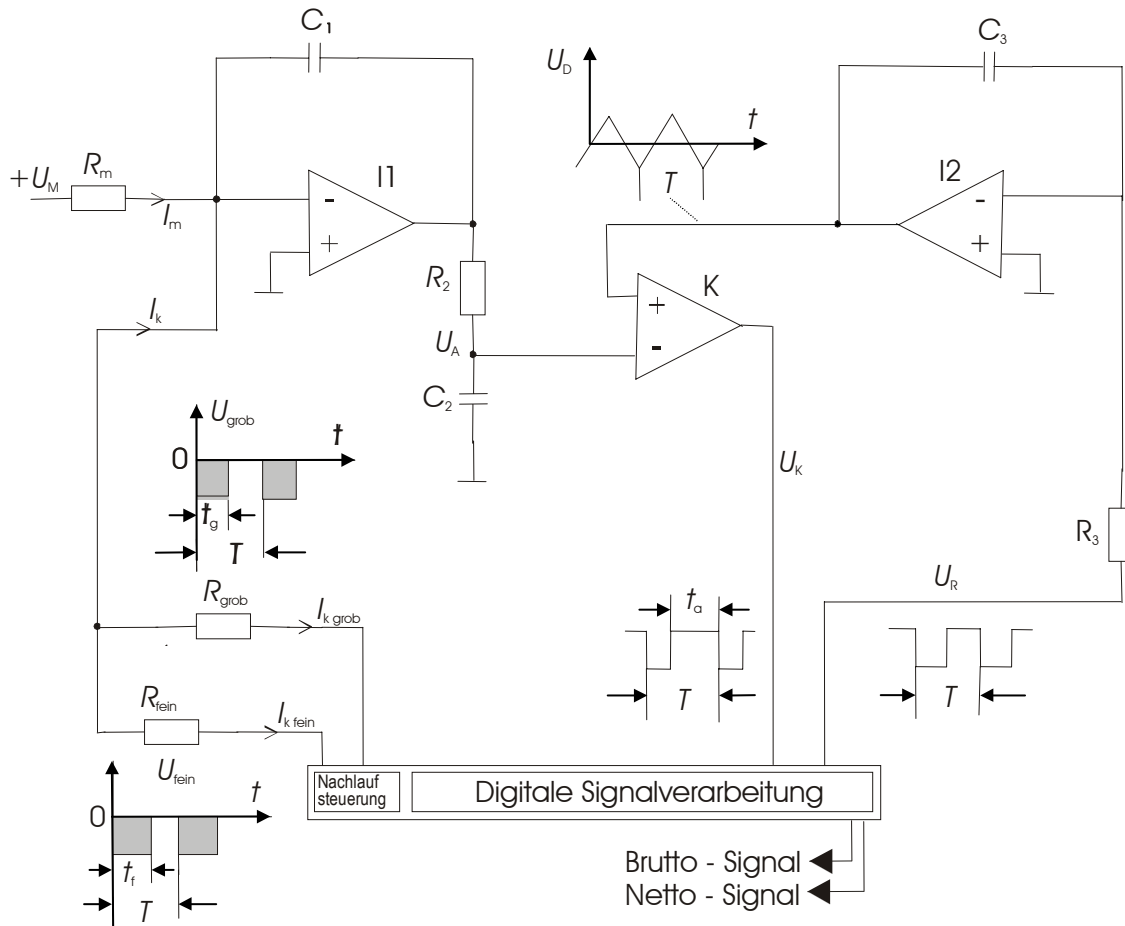


Bild 3.18: A/D-Wandler nach dem Kompensationsverfahren für digitale Messverstärker /51/

Der Kompensationsstrom wird zweikanalig geregelt. Er setzt sich aus einem sogenannten Grob- und Feinstrom ($I_{k\text{ grob}}$ und $I_{k\text{ fein}}$) zusammen. Beide Ströme sind bei dem in dieser Arbeit verwendeten Messverstärkersystem MGC_+ mit einer Wiederholfrequenz von 38400 Hz pulsdauermoduliert. Die Pulsdauer (t_g und t_f) der beiden Kompensationsströme kann dabei in 512 Schritten variiert werden. Die beiden Widerstände R_{grob} und R_{fein} sind so unterschiedlich dimensioniert, dass ein komplett ausgesteuerter Puls des Feinstromes der kleinsten Zeitunterteilung des Grobstromes entspricht. So kann eine Auflösung von $512 \cdot 512 = 262144$ Stufen (Digits) erreicht werden. Mit verschiedenen, in /51/ dargestellten Methoden wird ein optimales Verhalten bei der Großsignalaussteuerung und der maximalen Nachstellrate des Kompensationsstromes erreicht.

3.7 Messunsicherheiten nach GUM

1978 erteilte das CIPM (Comité Internationale de Poids et Mesures) als höchste Instanz der Metrologie den nationalen metrologischen Instituten die Aufgabe, eine gemeinsame Empfehlung für die Angabe von Messunsicherheiten zu erarbeiten. In verschiedenen Gremien wurde an einem Leitfaden gearbeitet, der die korrekte und international einheitliche Ermittlung und Angabe von Unsicherheiten festlegt. Dieser Leitfaden wurde 1993 als „Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement“ (GUM) /52/ in seiner endgültigen Fassung veröffentlicht.

Für eine einheitliche Unsicherheitsangabe verlangte die bisher sehr unterschiedlich interpretierte Fachterminologie zunächst eine einheitliche Definition. Der Begriff Unsicherheit wurde in der Vergangenheit verschieden ausgelegt. Die Unsicherheit wurde als Messfehler bezeichnet oder als Bereich um den gemessenen Wert interpretiert, innerhalb dessen der wahre Wert der Messgröße liegt. Dem Begriff der kombinierten Unsicherheit und den Vertrauensbereichen kamen ebenfalls höchst unterschiedliche Interpretationen und Berechnungsverfahren zu. Ungenaue, überschlägige Rechenmodelle führten zu hohen Fehlerfortpflanzungen und damit zu einer teilweise nicht notwendigen Überdimensionierung von Sicherheitsmaßnahmen. Gleichzeitig ermöglichten sie keine quantifizierte Angabe über die Wahrscheinlichkeit des Eintretens eines Ereignisses außerhalb des angegebenen Wertebereichs der Abweichung.

Ein Messergebnis bedarf einer nachvollziehbaren Qualitätsaussage, damit der Benutzer über die Zuverlässigkeit der Messung urteilen kann. Die Messunsicherheit nach GUM quantifiziert die Zweifel, die nach der Korrektur aller bekannter Messabweichungen an dem Messergebnis verbleiben. Die Anleitung zur Ermittlung von Messunsicherheiten sollte universell für alle Arten von Messungen und alle Arten von Eingangsdaten nutzbar sein. Sie sollte in sich konsistent und unabhängig von der Gruppierung oder weiteren Zerlegung der zu ihr beitragenden Komponenten sein. Die grundlegenden Definitionen, die für das weitere Verständnis dieser Arbeit notwendig sind, werden im Folgenden beschrieben.

Modellbildung

Jede Messung lässt sich mit einem Modell beschreiben, bei dem sich ein Messwert Y aus den N verschiedenen Eingangsgrößen X_i bis X_N ergibt. Somit gilt:

$$Y = f(X_1, X_2, \dots, X_N) \quad (3.5)$$

Die großen Variablen Y und X kennzeichnen dabei immer die zu bestimmenden Größen, Variablen in Kleinschrift bezeichnen die mit Unsicherheiten behafteten Schätzwerte. Entsprechend den Messgrößen gilt Gleichung 3.5 auch in ausreichender Näherung /52/ für die Schätzgrößen.

Das Aufstellen einer Modellfunktion f ist eine Grundlage für die Bestimmung der Messunsicherheit nach GUM. Sie setzt eine exakte Analyse der verschiedenen Einflüsse

voraus, die eine Auswirkung auf das Messergebnis haben. Die einzelnen Eingangsgrößen sind in ihrem Auftreten mit Unsicherheiten versehen. Die Eingangsunsicherheiten sind dabei zufälliger oder systematischer Natur und lassen sich nach der Methode ihrer Ermittlung aufteilen.

Zufällige und systematische Abweichungen

Messabweichungen lassen sich in zufällige und systematische Abweichungen unterscheiden.

Zufällige Abweichungen rufen Variationen beim mehrfachen Messen einer Größe um einen Mittelwert hervor. Der Erwartungswert einer zufälligen Abweichung ist Null. Die Unsicherheit eines Messergebnisses kann durch mehrfaches Messen unter Bildung eines Mittelwertes reduziert werden.

Besitzt eine Abweichung einen von Null verschiedenen Erwartungswert, so wird sie als systematische Abweichung bezeichnet. Ist der Einfluss einer solchen systematischen Abweichung bekannt und quantifizierbar, so kann sie durch Addition einer Korrektur oder durch Multiplikation mit einem Korrekturfaktor ausgeglichen werden. Für die abschließende Unsicherheitsbetrachtung einer Messkette muss die Unsicherheit der Korrektionsgröße mit berücksichtigt werden.

Unsicherheits-Ermittlungsmethoden A und B

Die Unsicherheitskomponenten werden neben ihrem systematischen oder zufälligen Charakter nach ihrer Ermittlungsmethode unterschieden: Komponenten der sogenannten Kategorie A werden durch statistische Methoden ermittelt. Komponenten der Kategorie B werden auf andere Weise durch eine wissenschaftliche Beurteilung vorhandener Informationen ermittelt. Dazu zählen Herstellerangaben, Kalibrierscheine oder es wird eine durch physikalische Zusammenhänge hergeleitete Wahrscheinlichkeitsfunktion genutzt.

Varianz und Standardabweichung bzw. Standardunsicherheit

Der mit einer Unsicherheit bestimmten Eingangsgröße X_i wird ein Eingangsschätzwert x_i zugeordnet. Die Standardunsicherheit von x_i wird bei einer Ermittlung nach Kategorie A durch die empirische Varianz s_i^2 bzw. der empirischen Standardabweichung s_i (auch Standardunsicherheit vom Typ A) und die Anzahl der Freiheitsgrade ν_i gekennzeichnet. Bei Kategorie B wird die unter Verwendung verschiedener Kenntnisse näherungsweise bestimmte Varianz als geschätzte Varianz u_i^2 bzw. Standardunsicherheit u_i oder Standardunsicherheit vom Typ B bezeichnet.

Die Standardabweichung bzw. die Standardunsicherheit sind prinzipiell die positive Quadratwurzel der statistischen Varianz. Es gilt:

$$u(x_i) \equiv s(\bar{x}_i) = \sqrt{\frac{1}{n_i(n_i-1)} \sum_{j=1}^{n_i} (x_{ij} - \bar{x}_i)^2} \quad (3.6)$$

$u(x_i)$ ist dabei die dem Schätz- bzw. Messwert x_i zugeordnete Standardunsicherheit, $s(\bar{x}_i)$ die empirische Standardabweichung des arithmetischen Mittelwerts \bar{x}_i , der entsprechend den Indizes in Gleichung 3.6 aus n_i Beobachtungen gewonnen wurde.

Varianz der Unsicherheit nach Ermittlungsmethode A

Die Bestimmung der Standardunsicherheit nach Ermittlungsmethode A ist selbst mit einer Unsicherheit verbunden. Häufig besteht die Vorstellung, dass die Varianz durch mehrfaches Beobachten genauer als durch die Ermittlungsmethode B bestimmt werden kann. Tatsächlich bedarf es zu ihrer exakten Bestimmung einer erheblichen Anzahl von Beobachtungen, die für viele aufwändige Experimente nicht realisierbar ist.

Es sei x_j eine Reihe von Beobachtungsergebnissen mit n Beobachtungswerten. Dabei ist $s(\bar{x})$ die Schätzgröße für die Varianz σ der Wahrscheinlichkeitsfunktion für x . Nach /52/ gilt näherungsweise:

$$\sigma^2[s(\bar{x})] \approx \frac{\sigma^2(x)}{2\nu} \quad (3.7)$$

Dabei ist ν die Anzahl der Freiheitsgrade von $s(\bar{x})$ für die gilt $\nu=n-1$. Die relative Unsicherheit der nach Methode A ermittelten Standardabweichung beträgt nach /52/ näherungsweise $[2(n-1)]^{1/2}$. Für die Praxis ergibt sich die folgende Tabelle 3.1. Es ist ersichtlich, dass aufgrund der notwendigen hohen Anzahl von Beobachtungen die Ermittlungsmethode A nicht immer die geeignetste Methode zur Bestimmung von Unsicherheiten ist.

Tabelle 3.1: Relative Unsicherheit der Standardabweichung des Mittelwertes \bar{x} in Abhängigkeit von der Anzahl der Beobachtungen

Anzahl der Beobachtungen n	$\sigma[s(\bar{x})] / \sigma(\bar{x})$ (%)
2	76
3	52
4	42
5	36
10	24
20	16
30	13
50	10

Kombinierte Standardunsicherheit

In der Regel ist die Unsicherheit eines Messergebnisses, wie in Gleichung 3.5 dargestellt, nicht nur von der Unsicherheit einer Eingangsgröße abhängig. Die sogenannte kombinierte Standardunsicherheit wird durch die jeweiligen Unsicherheiten verschiedener Eingangsgrößen gebildet. Die Berechnung der kombinierten Standardunsicherheit ist außerdem von einer eventuellen Korrelation der Eingangsgrößen abhängig. Entsprechend der Vorgehensweise nach GUM ist bei der Zusammenfassung verschiedener Unsicherheitskomponenten die Art ihrer Berechnung über Variante A oder B nicht entscheidend.

In der Vergangenheit wurden je nach Betrachtungsweise unterschiedliche Verfahren angewandt. Teilweise wurden die einzelnen Komponenten einfach nur addiert, um eine größtmögliche Sicherheit zu gewährleisten. Teilweise wurde auch davon ausgegangen, dass Unsicherheiten bei der Bestimmung von Korrektionsgrößen für systematische Abweichungen von den durch zufällige Unsicherheiten hervorgerufenen Unsicherheitsbeiträgen getrennt

betrachtet werden müssen. Eine abschließend erfolgende Addition kann ebenfalls zu überhöhten Unsicherheitsangaben führen.

Die überschlägige Vorgehensweise ermöglicht keine annähernd mathematisch korrekte Angabe von Vertrauensintervallen für bestimmte Sicherheitsanforderungen. Im GUM wird deshalb eine Taylor-Reihenentwicklung der Funktion der Messgröße zu den mit Unsicherheiten gekennzeichneten Eingangsgrößen genutzt (vgl. Gleichung 3.5), um eine kombinierte Unsicherheit zu berechnen /51, Anhang F/. Als Näherung wird die Reihe nach dem ersten Glied abgebrochen, was für eine annähernd lineare Funktion f zulässig ist.

Für die von den Unsicherheiten der einzelnen Eingangsschätzwerte x_i abhängige kombinierte Standardunsicherheit u_c des Schätzwertes y der Messgröße Y gilt:

$$u_c^2(y) = \sum_{i=1}^N \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right)^2 u^2(x_i) \quad (3.8)$$

Ist die Funktion f nicht näherungsweise linear, müssen bei der Kombination der Unsicherheiten weitere Glieder der Taylor-Reihenentwicklung berücksichtigt werden. Die partielle Ableitung $\partial f / \partial x_i$ wird dabei als sogenannter Sensitivitätskoeffizient bezeichnet.

Kovarianz und Korrelation von Eingangsgrößen bei der Berechnung der kombinierten Standardunsicherheit

In der folgenden Betrachtung wird eine mögliche Korrelation zwischen verschiedenen Eingangsgrößen betrachtet und die Berechnung einer kombinierten Standardunsicherheit nach GUM erläutert. Dabei sei angenommen, dass eine Menge von Y_i die Ausgangsgröße einer Menge von Eingangsgrößen X_i sind. Es gilt somit beispielhaft für die ersten beiden Y_i :

$$Y_1 = g(X_1, X_2, X_3, \dots, X_Z) \text{ und } Y_2 = h(X_1, X_2, X_3, \dots, X_Z).$$

Für die folgende Betrachtung werden die Z verschiedenen Variablen X_i zunächst als unkorreliert angenommen. Für die kombinierte Standardunsicherheit der geschätzten Größe y_1 ergibt sich mit $u(x_i)$ als die dem Schätzwert x_i der Eingangsgröße X_i zugeordnete Varianz in Analogie zu (3.8):

$$u_c^2(y_1) = \sum_{l=1}^Z \left(\frac{\partial g}{\partial x_l} \right)^2 u^2(x_l) \quad (3.9)$$

Für die geschätzte Kovarianz u_c zwischen den Ausgangsschätzwerten y_l ergibt sich nach /52/:

$$u_c(y_1, y_2) = \sum_{l=1}^Z \frac{\partial g}{\partial x_l} \frac{\partial h}{\partial x_l} u^2(x_l) \quad (3.10)$$

Auch hier wird näherungsweise eine Linearität von g und h vorausgesetzt. Sind die Nichtlinearitäten von g oder h signifikant, so müssen auch die Glieder höherer Ordnung in den Gleichungen (3.9) und (3.10) einbezogen werden.

Die partiellen Ableitungen wie $\partial g / \partial x_i$ in den vorhergehenden Gleichungen werden – wie zuvor definiert – als Empfindlichkeits- oder Sensitivitätskoeffizienten c_i bezeichnet. Sie beschreiben die Änderung des Ausgangsschätzwertes, hier y_1 , gegenüber einer Variation des Eingangsschätzwertes x_i . Ändert sich die Eingangsschätzgröße um Δx_i , so ändert sich der Ausgangsschätzwert um $\Delta y_1 = \Delta x_i \cdot c_i$.

Ändert sich durch äußere Einflüsse die Unsicherheit an der Eingangsseite, so ändern sich auch entsprechend des Empfindlichkeitskoeffizientens die Unsicherheiten an der Ausgangsseite. Es gilt also für die von x_i abhängige Unsicherheit $u_i(y_1)$:

$$u_i(y_1) = \frac{\partial g}{\partial x_i} u(x_i) = c_i \cdot u(x_i) \equiv u_i(y_1) \quad (3.11)$$

Mit den Gleichungen (3.9) und (3.11) ergibt sich:

$$u_C^2(y_1) = \sum_{i=1}^Z \left(\frac{\partial g}{\partial x_i} \right)^2 u^2(x_i) = \sum_{i=1}^Z (c_i \cdot u(x_i))^2 \equiv \sum_{i=1}^Z u_i^2(y_1) \quad (3.12)$$

Die kombinierte Varianz ist also gleich der Summe der mit dem Empfindlichkeitskoeffizienten multiplizierten Eingangsvarianzen. Entsprechend ist die kombinierte Standardunsicherheit die Quadratsumme der Standardunsicherheiten der einzelnen Eingangsgrößen bezogen auf die Ausgangsgröße.

Die bisherigen Überlegungen gelten für unkorrelierte Eingangsgrößen. Sind die Variablen X_i miteinander korreliert, so ergibt sich in Analogie zu Gleichung 3.8 nach der Taylor-Reihenentwicklung und Abbruch nach dem ersten Glied die Gleichung 3.13 für unkorrelierte Eingangsgrößen /52/:

$$u_C^2(y_1) = \sum_{k=1}^Z \sum_{l=1}^Z \frac{\partial g}{\partial x_k} \frac{\partial g}{\partial x_l} \cdot u^2(x_k, x_l) \quad (3.13)$$

Nach Umformung erhält man:

$$u_C^2(y_1) = \sum_{k=1}^Z \left(\frac{\partial g}{\partial x_k} \right)^2 u^2(x_k) + 2 \sum_{k=1}^{Z-1} \sum_{l=k+1}^Z \frac{\partial g}{\partial x_k} \frac{\partial g}{\partial x_l} \cdot u^2(x_k, x_l) \quad (3.14)$$

Der Korrelationskoeffizient r ist definiert als /52/:

$$r(q_i, q_k) = \frac{u(q_i, q_k)}{u(q_i) \cdot u(q_k)} \quad (3.15)$$

Für den Wertebereich des Korrelationskoeffizienten r gilt: $-1 \leq r(x_i, x_k) \leq 1$. Setzt man Gleichung 3.15 in Gleichung 3.14 ein, so entsteht nach einigen Umformungen Gleichung 3.16. Sie enthält neben einem additiven Korrelationsterm einen Term, der der kombinierten, unkorrelierten Varianz entspricht.

$$u_c^2(y_1) = \sum_{k=1}^Z c_k^2 u^2(x_k) + 2 \sum_{k=1}^{Z-1} \sum_{l=k+1}^Z c_k c_l u(x_k) u(x_l) r(x_k, x_l) \quad (3.16)$$

Die Gleichungen 3.12 und 3.16 sind Grundlage für die kombinierte Betrachtung von verschiedenen, für sich bekannte Unsicherheitseinflüsse eins Messergebnisses.

Messunsicherheitsbudget

Für die zusammenfassende Beschreibung von Unsicherheiten mittels der kombinierten Standardunsicherheit bedarf es einer genauen Analyse der Eingangsgrößen. Hierfür müssen die individuelle Standardunsicherheit, die Art der Wahrscheinlichkeitsverteilung und, bei Komponenten der Variante A, die Zahl der Freiheitsgrade bekannt sein. Mit diesen Größen wird ein Messunsicherheitsbudget aufgestellt.

Ein solches Unsicherheitsbudget ist im Folgenden für eine Direktbelastungs-Kraft-Normalmesseinrichtung (D-K-NME) erläutert. In Anlehnung der Vorgehensweise wird für den im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Spannungsaufnehmer in Kapitel 8 ein Unsicherheitsbudget zur Bestimmung der kombinierten Standardunsicherheit aufgestellt.

In Kapitel 3.1.1 wurden die Unsicherheitsquellen für eine D-K-NME erläutert. Neben der Unsicherheit der Massebestimmung, der lokalen Erdbeschleunigung und der Dichtebestimmung müssen für Normalmesseinrichtungen die Einflüsse der magnetischen Anziehung zwischen den Belastungsgewichten und die Rückwirkung der Kraftaufnehmer berücksichtigt werden. Die Kraftaufnehmer können durch die endliche Genauigkeit der Zentrierung und durch Unsymmetrien im Rahmen von Fertigungstoleranzen der Federkörper, der Auflageflächen und Gehänge der Belastungseinrichtung Störkomponenten erzeugen, die eine Rückwirkung auf das Messsignal haben. Die Modellbildung für die erzeugte Kraft ergibt:

$$F = m \cdot g_{\text{loc}} \cdot \left(1 - \frac{\rho_L}{\rho_m}\right) \cdot (1 - \Delta_{\text{Kr}}) \cdot (1 - \Delta_{\text{M}}) \quad (3.17)$$

Dabei kennzeichnen Δ_{Kr} und Δ_{M} die relativen Abweichungen durch den Einfluss der Kraftaufnehmer bzw. durch eine magnetische Anziehung der Massestapel. ρ_L und ρ_m sind die Dichte der Umgebungsluft und der Massekörper mit der Masse m , g_{loc} symbolisiert die lokale Fall- oder Erdbeschleunigung.

Die einzelnen Unsicherheiten werden im nächsten Schritt nach Variante A oder B bestimmt. Für die untersuchte D-K-NME wurde in präzisen Analysen die Verteilungsfunktionen der einzelnen Unsicherheitskomponenten entsprechend Variante A bestimmt. Es ergibt entsprechend /31/ Tabelle 3.2 für das Unsicherheitsbudget.

Tabelle 3.2: Messunsicherheitsbudget für eine Kraft-Normalmesseinrichtung /31/

Größe	Schätzwert	Verteilung	rel. Standard-Messunsicherheit	Sensitivitätskoeffizient	rel. Unsicherheitsbeitrag
m	Einzelgewichte der Massen	Normal	$5,0 \cdot 10^{-6}$	1,0	$5,0 \cdot 10^{-6}$
g_{loc}	$9,81254 \text{ m/s}^2$ am Standort	Normal	$1,0 \cdot 10^{-6}$	1,0	$1,0 \cdot 10^{-6}$
ρ_L	$1,192 \text{ kg/m}^3$	Normal	$1,0 \cdot 10^{-2}$	$1,5 \cdot 10^{-4}$	$2,3 \cdot 10^{-6}$
ρ_m	7738 kg/m^3	Normal	$6,5 \cdot 10^{-3}$	$1,5 \cdot 10^{-4}$	$9,8 \cdot 10^{-7}$
Δ_1	0	Normal	$5,0 \cdot 10^{-6}$	1,0	$5,0 \cdot 10^{-6}$
Δ_2	0	Normal	$1,0 \cdot 10^{-6}$	1,0	$1,0 \cdot 10^{-6}$
rel. Standardmessunsicherheit					$7,6 \cdot 10^{-6}$
erweiterte rel. Messunsicherheit für $k=2$					$1,5 \cdot 10^{-5}$

Der für die Unsicherheit der Dichtebestimmung zugehörige Sensitivitätskoeffizient weicht gegenüber den anderen Einflüssen von 1 ab. Hier wirken sich die Unsicherheiten also nicht direkt, sondern über den Faktor $(\rho_L/\rho_m)^2$ auf die Quadratsumme aus.

Die kombinierte, relative Standardunsicherheit für das in Tabelle 3.2 gezeigte Unsicherheitsbudget wird mit Gleichung 3.18 berechnet.

$$u(F) = \sqrt{u^2(m) + u^2(g_{loc}) + \left(-\frac{\rho_L}{\rho_m}\right)^2 u^2(\rho_L) + \left(\frac{\rho_L}{\rho_m}\right)^2 u^2(\rho_m) + \sum_{i=1}^2 u^2(\Delta_i)} \quad (3.18)$$

Die einzelnen Unsicherheitsbeiträge sind dabei immer relative Standardunsicherheiten.

Die hier in Analogie zu /52/ beschriebene Vorgehensweise zur Kombination von Unsicherheiten ist bei dem Auftreten von Einflussgrößen mit unterschiedlichen Verteilungsfunktionen mit Ungenauigkeiten behaftet. Die aufwändigen, für die Kombination verschiedener Wahrscheinlichkeitsfunktionen notwendigen komplexen Berechnungen sind aber selten durch die Qualität der verfügbaren Informationen gerechtfertigt. Häufig ist eine Approximation durch eine Normalverteilung hinreichend genau /52/. Für das hier angegebene Beispiel der Kraft-Normalmesseinrichtung sowie für die einzelnen Unsicherheitskomponenten des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Sensors werden ausschließlich normalverteilte Eingangsgrößen angesetzt.

Erweiterte Messunsicherheit

Tabelle 3.2 gibt neben der Standardmessunsicherheit zusätzlich die erweiterte Messunsicherheit an. Mit der erweiterten Messunsicherheit wird der Grad des Vertrauens für die angegebenen Unsicherheit definiert. Bei normalverteilten Unsicherheitsverteilungen liegen 68,27 % der Messwerte in dem durch die Standardunsicherheit angegebenen Bereich. Die erweiterte Unsicherheit wird über einen Vergrößerungsfaktor k definiert, mit dem die rel.

Standardmessunsicherheit multipliziert wird. Erweitert man sie um den Faktor $k=2$, so liegen 95 % der Schätzwerte in dem angegebenen Intervall, bei $k=3$ sind dies 99 %. Diese Angaben beziehen sich auf eine Normalverteilung, können aber nach /62/ aufgrund der geringeren Streuung auch auf andere Verteilungen wie z.B. der a-priori Verteilung oder der Rechteckverteilung übertragen werden.

Der GUM /52/ ist zusammenfassend nicht nur ein mathematisches Modell zur Auswertung von Messergebnissen. Er ist eine Anleitung für das Auswerten von Messergebnissen und garantiert durch seine einheitliche und nachvollziehbare Vorgehensweise einen allgemein anerkannten Vergleich von Ergebnissen. Die Vorgehensweise lässt sich anhand des Leitfadens wie folgt zusammenfassen:

1. Angabe der Beziehung zwischen Messgröße und Eingangsgrößen einschließlich aller Korrekturen und Korrekturfaktoren
2. Ermittlung der Schätz- bzw. Messwerte x_i für die Eingangsgröße X_i durch statistische Analyse (Ermittlungsmethode A) oder andere Verfahren (Methode B)
3. Ermittlung der Standardunsicherheit für alle Eingangsschätzwerte x_i
4. Bestimmung der Kovarianzen
5. Berechnung des Messergebnisses aus der Funktionsbeziehung nach Schritt 1. Dabei dienen die in Schritt 2 ermittelten Schätzwerte x_i als Eingangsgröße X_i
6. Bestimmung der kombinierten Standardunsicherheit unter Zuhilfenahme der in Schritt 5 gewonnenen Empfindlichkeitskoeffizienten aus den Standardunsicherheiten und den Kovarianzen.
7. Angabe einer erweiterten Unsicherheit U für den geforderten Grad des Vertrauens

3.8 Feuchtigkeitsprüfung bei der Bauartzulassung DMS-gestützter Wägezellen und andere Methoden zur Untersuchung von Feuchtigkeitsinflüssen auf Kunststoffe

DMS-gestützte Wägezellen sind ähnlich den in Kapitel 3.5.2 beschriebenen Kraftaufnehmern aufgebaut. An einem als Messfeder dienendem Verformungskörper werden die der zu wägenden Masse proportionalen Dehnungen mittels DMS gemessen. Für die gesetzlich vorgeschriebene Bauartzulassung von Wägezellen werden die internationale Empfehlung der „Organisation Internationale de Métrologie Légale“ OIML R60 "load cells" /53/ und der WELMEC-Leitfaden „Guide for Testing and Certification of Load Cells“ /54/ herangezogen, der von der internationalen Empfehlung für eichfähige Waagen OIML R76 /55/ abgeleitet ist. Bei der Bauartzulassung werden die Wägezellen auf die möglichen Messunsicherheitskomponenten bei ihrem späteren Einsatz geprüft. Zu diesen Unsicherheitsquellen gehören Änderungen der Umgebungstemperatur, Luftdruckschwankungen sowie Kriecheffekte und Nichtlinearitäten. Für die Bauartzulassung ist auch die Unempfindlichkeit gegenüber elektrischen und elektromagnetischen Einflüssen nachzuweisen. Die elektromagnetische Verträglichkeit wird bis in den Bereich einiger Gigahertz untersucht. Auch dem Einfluss

elektrostatischer Entladungen müssen die Wägezellen widerstehen. Netzstörungen wie kurze Spannungsunterbrechungen oder Überspannungsstöße sowie Spannungsschwankungen des Versorgungsnetzes ($\pm 3\%$ zulässig) dürfen sich nur im bestimmtem Ausmaß auf das Messergebnis auswirken.

Da Dehnungsmessstreifen (s.a. Kapitel 1.3) eine hohe Empfindlichkeit gegenüber Feuchtigkeitseinflüssen aufweisen, werden zur Bauartzulassung klimatische Untersuchungen zur Prüfung der Langzeitstabilität durchgeführt. Dabei werden die Prüflinge verschiedenen Temperatur- und Feuchteverläufen ausgesetzt. Das Ziel ist es, eine möglichst schnelle klimatische Alterung zu simulieren, um mit wenigen Prüfzyklen eine Lebensdauerprognose für Wägezellen zu erstellen. Die in der OIML-R60 /53/ beschriebenen Prüfzyklen für Klimatests sind das Ergebnis vielfältiger wissenschaftlicher Arbeiten und langjähriger Erfahrung. Bild 3.19 zeigt den in der Richtlinie vorgeschriebenen Verlauf von Temperatur und Feuchte.

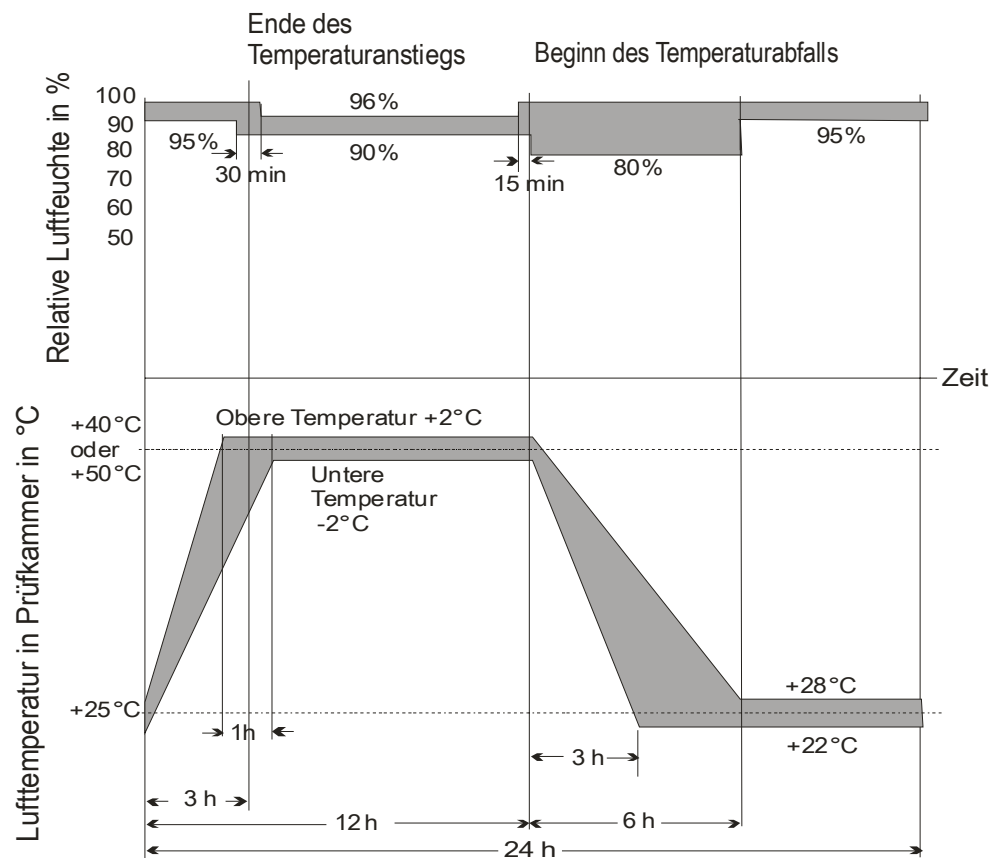


Bild 3.19: Feuchte/Temperaturverlauf zur Wägezellenprüfung nach OIML R60

Als Prüfungseinrichtung werden Klimakammern verwendet, deren Messinstrumente für Feuchte und Temperatur regelmäßig recalibriert werden. Aufgrund der technischen Realisierung einer Klimakammer sind die Zeitprofile der Klimaparameter entsprechend ausgelegt. Werden schnelle Änderungen bei Feuchtigkeit und Temperatur programmiert, so folgen die Klimakammern nur langsam. Durch die erheblichen Massen der Innenraumummantelung, der Prüflinge und der aktiven Massen wie z.B. der Befeuchter kommt es durch die Trägheit der Regelung zu den Regelgrößen überlagerten Schwingungen.

Die Temperaturänderungen sind dennoch so gewählt, dass es in der Phase des Temperaturanstieges zu einer zwangsweisen Betauung der Prüflingsoberfläche kommt. Damit wird die Wägezelle sowohl auf ihre Dichtigkeit gegen monomolekularen Wasserdampf, als auch gegen das auf der Oberfläche befindliche flüssige Wasser getestet. Während der Prüfung in der Klimakammer wird der Nullpunkt der Wägezelle beobachtet.

Einige Prüfvorschriften für Wägezellen verlangen die Messung der Empfindlichkeit unter Temperatur- und Feuchtigkeitseinfluss. Dazu wurde an der PTB eine kleinere Direktbelastungs-Kraftmesseinrichtung in einer Klimakammer integriert. Alternativ lässt sich eine Klimakammer im Einbauraum der 1-MN-Kraft-Normalmesseinrichtung der PTB montieren.

Prinzipiell sind die Prüfzyklen nach der OIML-R60-Norm nur zur Bauartzulassung von Wägezellen gedacht. Die Funktionssicherheit fertiger Produkte kann so zuverlässig begutachtet werden.

Wägezellen sind in der Regel gut zugänglich montiert und lassen sich bei einem Defekt einfach austauschen. Die geforderte Lebenserwartung ist geringer als bei einem Sensor, der ein Bauwerk über dessen gesamte Standzeit begleiten soll. Um die Langzeiteigenschaften von Kunststoffisolationen für die DMS-Technik zwecks Optimierung schnell und einfach zu beurteilen, sind weiterführende, zeitlich stark beschleunigende Verfahren zur Untersuchung des klimatischen Alterungsverhaltens zu nutzen.

Die feuchtigkeitsbedingte Alterung der Kunststoffkapselung wurde in dieser Arbeit in einer Vorgehensweise getestet und analysiert, wie es in der Vergangenheit bei Kunststoffen der elektrischen Hochspannungs-Isolierstofftechnik angewandt wurde /56/. Im Interesse einer hohen Wirtschaftlichkeit und Versorgungssicherheit wird dort ebenfalls eine sehr hohe Lebensdauer gefordert. Das durch die Feuchtigkeit hervorgerufene Problem der sinkenden Isolierfestigkeit ähnelt in den Ursachen dem der Nullpunktverschiebung in der DMS-Technik. Stützer für Hochspannungsfreileitungen, Hochspannungs- und Starkstromkabel sowie Feststoffisolationen für sogenannte Trockentransformatoren werden häufig aus den gleichen Materialien gefertigt, wie sie als Klebstoffe, Folienmaterial und Versiegelungen in der DMS-Technik Verwendung finden. Die erhebliche Feuchtigkeitsaufnahme derartiger Kunststoffe zeigt das Beispiel in Bild 3.20, wo die Wasseraufnahme einer Epoxidharzprobe in einem temperierten Wasserbad gemessen wurde. In der elektrischen Isolierstofftechnik führen durch Feuchtigkeit verursachte Kriechströme zu sogenannten Teilentladungen, die eine Schädigung bewirken und damit ein Versagen des Isolierstoffes hervorrufen /57/. In Analogie dazu führen die Kriechströme in der DMS-Technik zu Änderungen der

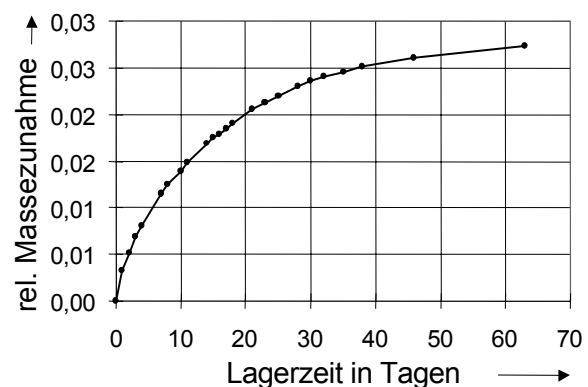


Bild 3.20: Relative Massezunahme einer Epoxidharzprobe in einem Wasserbad

Brückenzeigwiderstände, die eine Nullpunktverschiebung verursachen. Um Alterungsvorgänge in Kunststoffen zu beurteilen, wurden in /56/ erstmals temperierte Wasserbäder zur Erforschung des Materialverhaltens systematisch genutzt. Dort eindringende Feuchtigkeit führt zu einer Veränderung der Dielektrizitätszahl und zu einer Vergrößerung der Kriechströme, was in einer Schering-Brücke gemessen werden konnte /56/. Eine Schering-Brücke ist eine Wheatston'sche Brückenschaltung, in der der Prüfling in einen Brückenzeig eingebracht wird. Die Brücke wird mit einer Wechselspannung angeregt und die ohmschen und kapazitiven Verluste des Isolationsprüflings werden über einen Nullpunktgleich in dem gegenüberliegenden Brückenzeig bestimmt. Diese Vorgehensweise ist in ähnlicher Weise auf die Kapselung der DMS-Technik übertragbar. Die Kriechströme zwischen den DMS-Messstegen im Wasserbad werden über die Anschlusskabel von einem Digitalverstärker gemessen. Dabei wird ein einzelner DMS im Messverstärker zu einer Brückenschaltung ergänzt und die durch die Feuchtigkeit verursachte Verstimmung kontinuierlich gemessen. Für die Kunststoffe der Isolationstechnik wurde in /56/ und /57/ ein Korrelationsfaktor für die Beschleunigung der Alterung im 50°C temperiertem Wasserbad gegenüber einer Freiluftbewitterung bestimmt. Dazu wurden identische Prüflinge im Wasserbad und auf einem Gebäudedach gelagert und in ihrem Alterungsverhalten verglichen. Der so bestimmte Beschleunigungsfaktor für Epoxidharze beträgt etwa 300, dass heißt, ein Tag im mit 50° C temperierten Wasserbad entspricht der Alterung von 300 Tagen bei Freiluftbewitterung unter den klimatischen Bedingungen in Deutschland.

Die Untersuchung von Kunststoffkapselungen in einem temperierten Wasserbad wird auch in dieser Arbeit durchgeführt. Der an die DMS-Technik angepasste Aufbau, die Untersuchungsmethodik und daraus resultierende Ergebnisse sind in Kapitel 8 beschrieben.

3.9 Numerische Simulation mechanischer Spannungszustände

Die Spannungszustände geometrisch komplexer Strukturen wie z.B. Bauwerkssegmente oder der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Spannungsaufnehmer können mit analytischen Mitteln nicht hinreichend genau berechnet werden.

Analytische Berechnungen beruhen in der Regel darauf, dass gegebene Strukturen sinnvoll vereinfacht und darauf dann bekannte Rechengesetze oder Methoden angewandt werden. Die Frage der geeigneten Vereinfachung ergibt häufig Lösungen, die kein globales Modell für die Spannungszustände des Bauteiles zulassen. Beispielsweise wird eine Flugzeugtragfläche durch eine Balkengleichung angenähert. Der damit im Kraft-Übergangsbereich von Tragfläche und Rumpf bestimmte Belastungszustand lässt sich dann weiter auf die angrenzenden Strukturen übertragen und für die Berechnung der Verbindungsbolzen nutzen. Eine exakte Analyse der jeweiligen Spannungszustände oder der Kerbwirkung von bestimmten Bereichen ist dabei aber nicht möglich.

Die in diesem Beispiel durchgeführte Vereinfachung der Tragfläche als Balken, einem analytisch berechenbaren, einfachen Körper, ist auch das Grundprinzip der Finiten Elemente

Methode (FEM). Hierbei wird das zu analysierende Objekt durch eine Vielzahl solcher einfachen Elemente dargestellt. An ihren Eckpunkten, den Knoten, werden die Verformungen oder sonstigen Zustandsänderungen der gesuchten Größen berechnet und auf das nächste Element übertragen. Als Elemente können je nach Problemstellung Linien, Flächen oder Volumen gewählt werden. Die Lösungsansätze müssen nach statischen und dynamischen Vorgängen unterschieden werden.

Für die in dieser Arbeit durchgeführten FE-Berechnungen wird die grundlegende Vorgehensweise im Folgenden skizziert. Dabei sollen sogenannte stationäre Feldprobleme gelöst werden, die eine elliptische Differentialgleichung und bestimmte Randbedingungen zu erfüllen haben. Dazu zählen elektrische und magnetische Felder, wirbelfreie Strömungsprobleme von Gasen und Flüssigkeiten, stationäre Temperaturverteilungen bei Wärmeleitungsproblemen und mechanische Spannungen und Dehnungen. Für ein homogenes, isotropes Material muss die gesuchte Funktion $u(x,y,z)$ der zu bestimmenden Größe die Poisson'sche Differentialgleichung erfüllen.

$$\Delta u = \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = g(x,y,z) \quad (3.19)$$

$g(x,y,z)$ ist eine gegebene Funktion, mit der Einwirkungen von außen auf das System ausgedrückt werden. Solche Einflüsse sind in der Regel Einwirkungen über den Randbereich. Einzelne Randbedingungen und ihre Auswirkungen auf die Differentialgleichung der gesuchten Funktion wie auch weitere Lösungsansätze für nicht mit elliptischen Differentialgleichungen zu lösende Probleme sind in der Literatur näher beschrieben /58/. Die Funktion $u(x,y,z)$ stellt in der Festkörpermechanik die Funktion der örtlichen Verschiebung dar.

Die Bestimmung der örtlichen Verschiebung erfolgt bei der linearen Elastizitätstheorie über das Prinzip des Minimums der gesamten potentiellen Energie. Die einzelnen zur Verformungsenergie beitragenden Größen aus Kraft, Moment über Flächen und Lager werden in /59/ zusammengestellt. Aus dieser Gleichung wird die Funktion $f(x, y, z)$ bestimmt, für die die Energie minimal ist. $f(x, y, z)$ stellt einen Verschiebungsvektor dar, der sich in seine sechs räumlichen Dehnungskomponenten, den drei axialen Dehnungen $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$ und den Scherungen $\gamma_x, \gamma_y, \gamma_z$ zerlegen lässt. Die Bestimmung der Verschiebungsfunktion stellt dabei das eigentliche Problem dar. Eine solche Funktion ist analytisch nicht zu berechnen. Sie wird deshalb durch eine sogenannte Formfunktion angenähert.

Das Prinzip einer solchen Formfunktion soll hier an einem einfachen Stabelement erläutert werden, dessen mechanische Verformung wie Dehnung, Torsion, Biegung usw. angenähert berechnet werden soll. Gegeben sind die Randbedingungen wie Kraft- und Drehmomenteinleitung sowie die Auflager. Wird ein solcher Stab in einfache Linienelemente der Länge l zerlegt, wird für die gesuchte Größe – bei mechanischen Berechnungen in der Regel eine Verschiebung – eine geeignete Formfunktion $u(x)$ gewählt. Die Formfunktion beschreibt den Verlauf der zu bestimmenden Größen über der Verbindungsstrecke zwischen den Knoten.

Für die weitere Betrachtung dieses Stabelements sind die in Gleichung 3.20 folgenden Integrale von Bedeutung.

Sie sind proportional den Energien, die bei einer Torsion, einer axialen Dehnung sowie einer Biegung aus einer entsprechenden Verschiebung von $u(x)$ entstehen. Dazu kommt das Integral über $u(x)$, mit dem über die Stablänge angreifende Kräfte berücksichtigt werden.

$$\int_0^l u^2(x) dx, \quad \int_0^l u'(x)^2 dx, \quad \int_0^l u''(x)^2 dx, \quad \int_0^l u(x) dx \quad (3.20)$$

Die Integrale der Formfunktion $u(x)$ mit dem Intervall $[0, l]$ werden auf das Einheitsintervall $[0, 1]$ transformiert, es gilt: $x = l \cdot \zeta$.

$$\begin{aligned} \int_0^l u^2(x) dx &= l \int_0^1 u^2(\zeta) d\zeta, & \int_0^l u'(x)^2 dx &= \frac{1}{l} \int_0^1 u'(\zeta)^2 d\zeta, \\ \int_0^l u''(x)^2 dx &= \frac{1}{l^3} \int_0^1 u''(\zeta)^2 d\zeta, & \int_0^l u(x) dx &= l \int_0^1 u(\zeta) d\zeta \end{aligned} \quad (3.21)$$

Für die Formfunktion $u(x)$ wird ein Polynom als Lösungsansatz gewählt. Zur einfachen Erläuterung des Prinzips wird hier ein Polynom ersten Grades verwendet:

$$u(\zeta) = c_1 + c_2 \cdot \zeta \quad (3.22)$$

Für die in Gleichung 3.21 angegebenen Integrale ergibt sich nach dem Einsetzen der Formfunktion:

$$I_1 = \int_0^1 (c_1 + c_2 \cdot \zeta)^2 d\zeta = c_1^2 + c_1 c_2 + \frac{1}{3} c_2^2 \quad (3.23)$$

$$I_2 = \int_0^1 c_2^2 d\zeta = c_2^2 \quad (3.24)$$

$$I_4 = \int_0^1 (c_1 + c_2 \zeta) d\zeta = c_1 + \frac{1}{2} c_2 \quad (3.25)$$

In den vorstehenden Gleichungen fehlt die Betrachtung der zweiten Ableitung aus Gleichung 3.21. Diese entspricht bei dem Modell eines Balkenelementes der Balkenbiegung, welche als Potenzfunktion nicht durch eine lineare Formfunktion angenähert werden kann und deshalb sinnvollerweise weggelassen wird. Die Gleichungen 3.23 und 3.25 können auch wie folgt geschrieben werden:

$$I_i = \mathbf{c}^T \tilde{\mathbf{S}}_i \mathbf{c} \quad (i=1,2), \quad I_4 = \tilde{\mathbf{b}}^T \mathbf{c} \quad (3.26)$$

$$\text{mit } \mathbf{c} = \begin{bmatrix} c_1 \\ c_2 \end{bmatrix}, \quad \tilde{\mathbf{S}}_1 = \frac{1}{6} \begin{bmatrix} 6 & 3 \\ 3 & 2 \end{bmatrix}, \quad \tilde{\mathbf{S}}_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad \tilde{\mathbf{b}} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 2 \\ 1 \end{bmatrix}$$

Im folgenden Schritt werden die Konstanten c_1 und c_2 durch die Knotenvariablen u_1 und u_2 ausgedrückt. Diese entsprechen den Ortsvariablen für den gewählten Fall, dass die mechanischen Verformungen berechnet werden und $u(x)$ die Ortsabhängigkeit ist.

Durch das Einsetzen der Elementkoordinaten in die Ansatzfunktion ergibt sich $u_1 = c_1$, $u_2 = c_1 + c_2$, oder in Matrixform:

$$I_i = \mathbf{u}_e^T \mathbf{A}^T \tilde{\mathbf{S}}_i \mathbf{A} \mathbf{u}_e, \quad I_4 = \tilde{\mathbf{b}}^T \mathbf{A} \mathbf{u}_e = (\mathbf{A}^T \tilde{\mathbf{b}})^T \mathbf{u}_e \quad (3.27)$$

Sollen die in Gleichung 3.21 dargestellten Integrale in Beziehung zu den Knotenvariablen gesetzt werden, ergibt sich aus den Gleichungen 3.21, 3.23-3.25 und 3.27 folgendes Ergebnis:

$$\int_0^l u^2(x) dx = \mathbf{u}_e^T \mathbf{M}_e \mathbf{u}_e, \quad \mathbf{M}_e = \frac{1}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \quad (3.28)$$

$$\int_0^l u'(x)^2 dx = \mathbf{u}_e^T \mathbf{S}_e \mathbf{u}_e, \quad \mathbf{S}_e = \frac{1}{l} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.29)$$

$$\int_0^l u(x) dx = \mathbf{b}_e^T \mathbf{u}_e, \quad \mathbf{b}_e = \frac{l}{2} \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

Die Matrix \mathbf{M}_e ist die Massenelementmatrix, \mathbf{S}_e ist die Steifigkeitsmatrix. In weiteren Rechnungen können die Ansätze aus den Gleichungen 3.27-3.29 dann über das Prinzip der Energieminimierung zur Simulation der gesuchten Größe genutzt werden.

Die Elemente zur Simulation mechanischer Spannungszustände werden zwischen Knoten definiert, bei denen die Zustandsänderungen entlang der Kantenlinien im einfachsten Fall als Zugstab mit einer linearen Formfunktion berechnet werden. Die fehlende Möglichkeit der Darstellung einer Biegegleichung zeigt die Grenzen einer linearen Formfunktion. Um nichtlineare Verläufe besser zu simulieren, werden als Ansatz- bzw. Formfunktion höhere Polynome verwendet. Marktübliche FEM-Programme nutzen vorrangig quadratische Ansatzfunktionen zweiter Ordnung oder kubische Funktionen dritter Ordnung. Um die drei Unbekannten c_i der quadratischen Funktion zu bestimmen muss eine dritte Ortsvariable u eingeführt werden. In der Mitte der Elementlinie wird deshalb ein sogenannter Mittenknoten definiert. Bei der kubischen Ansatzfunktion wird neben der Ortsvariablen zusätzlich die erste Ableitung genutzt, um die vier Unbekannten c_i zu errechnen. Der Vorteil einer quadratischen Ansatzfunktion gegenüber einer linearen ist die deutlich bessere Darstellbarkeit komplexer Verläufe. Bild 3.21 veranschaulicht die begrenzten Darstellungsmöglichkeiten linearer Funktionen. Die zu simulierende Größe kann nur durch die Addition zweier Geraden dargestellt werden.

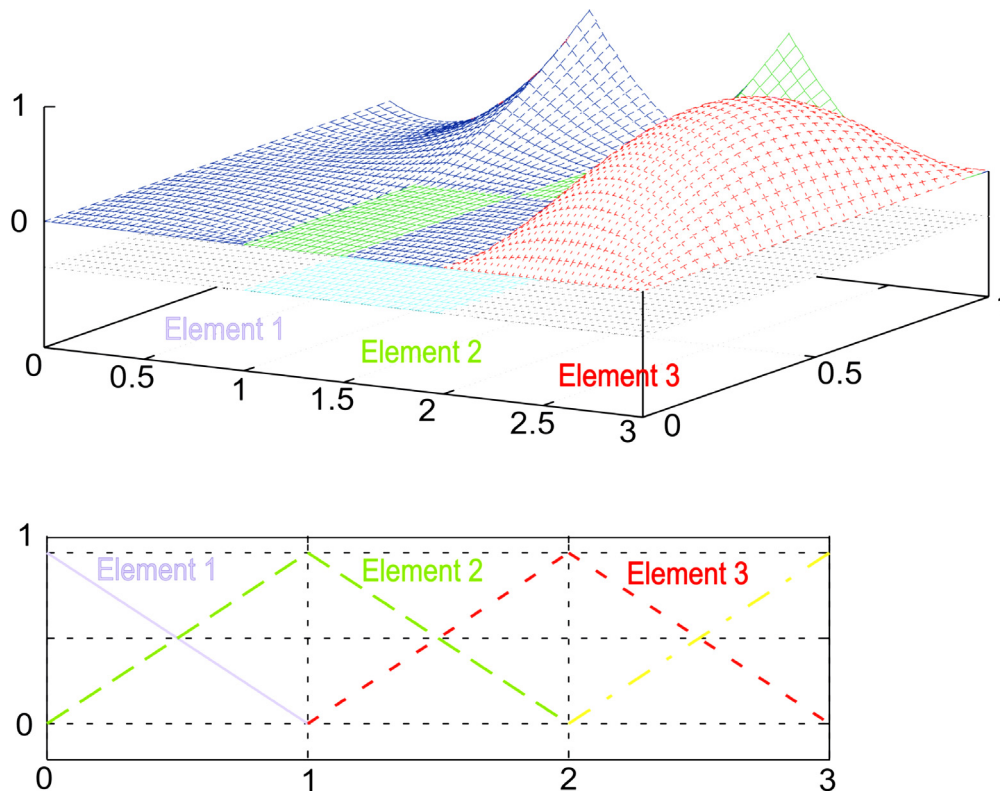


Bild 3.21: Vergleich linearer und quadratischer Ansatzfunktionen bei einer FEM-Simulation

Mehrdimensionale Probleme bei der FE-Simulation werden in Analogie zu dem beschriebenen eindimensionalen Stab behandelt. Bei einer Vielzahl von Elementen und Polynomen höherer Ordnung als Formfunktion entstehen umfangreiche Matrizen, die mit verschiedenartigen Lösungsansätzen gelöst werden [58 – 60].

Die Annäherung des wirklichen Verlaufes der zu simulierenden Größe mit Hilfe einer Formfunktion legt offen, mit welcher Unsicherheit die Ergebnisse behaftet sein können, wenn Fehler bei der Elementwahl gemacht werden. Häufig wird angenommen, eine FEM-Simulation ist eine exakte mathematische Berechnung. Sie stellt aber nur ein Näherungsverfahren dar, das einer analytischen Überprüfung bedarf. Der Anwender unterliegt dabei der Gefahr, den auch mit falschen oder minder geeigneten Modellen entstehenden, bunten Ergebnisgrafiken uneingeschränkt zu glauben.

Neben dem für die jeweilige Analyse richtigen Elementtyp ist auch seine Größe für das Ergebnis entscheidend. Die Vernetzung des zu untersuchenden Objektes in einzelne Quader oder Tetraeder muss an die Größe von interessierenden Details angepasst sein. Bei Spannungsanalysen ist beispielsweise gerade eine kleine Kerbe von besonderem Interesse. Die dort notwendige Auflösung würde aber für den gesamten, gegebenenfalls großen und komplex strukturierten Körper einen erheblichen Rechenaufwand nach sich ziehen. Gleichzeitig steigt mit der Zahl der Elemente auch der sogenannte numerische Fehler. Er entsteht vorrangig durch Rundungsfehler von Gleitkommazahlen. Diese Fehler werden auf die nachfolgenden Elemente übertragen und können sich je nach Lösungsverfahren, wie z.B. den sogenannten Wavefront-Solvern, exponentiell fortsetzen. Damit kommt einer möglichst optimalen

Netzstruktur eine erhebliche Bedeutung für das Simulationsergebnis zu. Bild 3.22 symbolisiert den Einfluss der genannten Fehlereinflüsse.

Um die Netzstruktur eines FEM-Modells zu optimieren, müssen unterschiedliche Elementgrößen untersucht und miteinander verglichen werden. Die Elementgröße wird in verschiedenen Berechnungen schrittweise verringert. Die Simulationsergebnisse eines Testpunktes an der untersuchten Struktur werden in einem Diagramm über der Elementgröße aufgetragen.

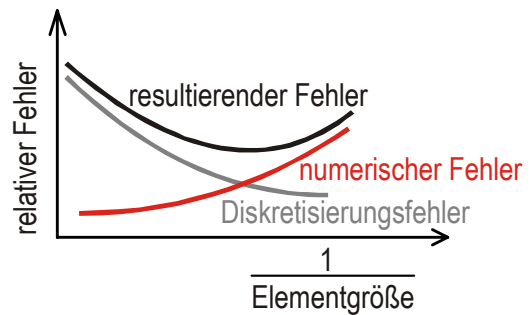


Bild 3.22: Numerische und Diskretisierungsfehler bei FEM-Rechnungen

3.9.1 Anwendungsbeispiel anhand der Simulation eines Stahlträgers

Ersatzbauwerke dienen in dieser Arbeit der Darstellung typischer Schadensszenarien an Bauwerken, die mit dem Sensor erkannt werden sollten (Kapitel 9). Für das in Bild 3.23 gezeigte Beispiel des Ersatzbauwerkes trat das Problem auf, dass der untersuchte Träger mit einer Elementgröße von 0,02 m einen erheblichen Rechenaufwand erforderte und die zulässige Knotenzahl des zur Verfügung stehenden FEM-Programmes überschritten wurde.

Um den Rechenaufwand und eventuelle numerische Fehler gering zu halten, sollten homogene Bereiche des zu simulierenden Körpers mit erheblich größeren Elementen vernetzt werden, was automatische Netzgeneratoren jedoch nur begrenzt unterstützen. Marktübliche FEM-Programme bieten deshalb die Möglichkeit, komplexe Strukturen in einzelnen Teilvolumen zu zerlegen und diese mit verschiedenen Elementen oder Elementgrößen zu vernetzen. Deshalb wurde der Träger in einzelne Volumina zerlegt (Bild 3.23) und aufgrund der Symmetrie entlang seiner Längsachse halbiert.

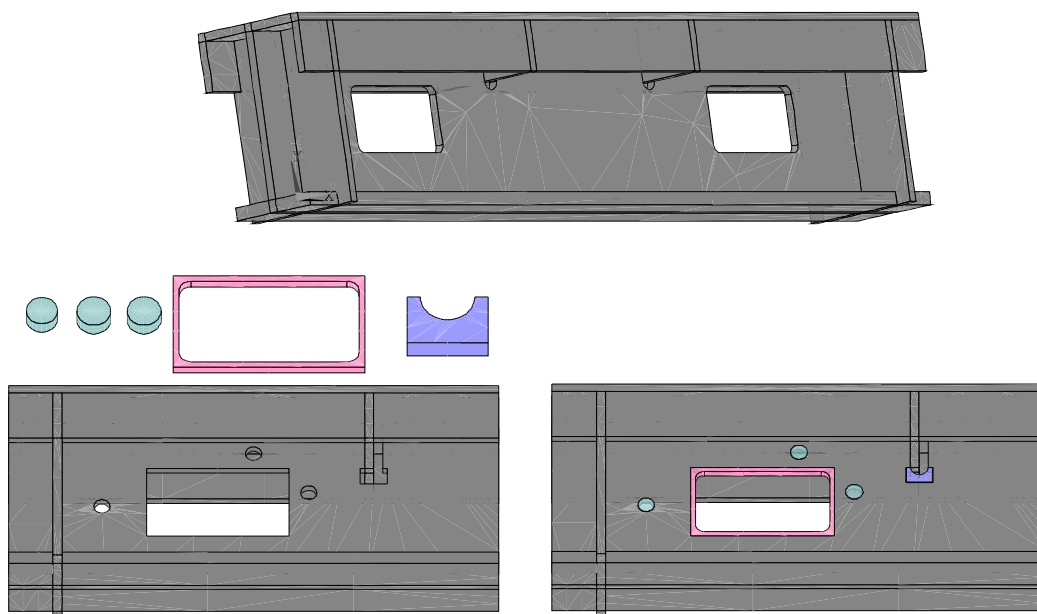


Bild 3.23: Volumenzerlegung des Ersatzbauwerkes (Kapitel 9)

Die Knotenpunkte an der Schnittlinie sind dabei nur in der Längsrichtung starr gelagert. Der Träger ist weiterhin an dem eigentlichen Auflager unter dem senkrechten Versteifungssteg bezüglich der beiden anderen Raumachsen im Rechenmodell örtlich festgelegt. Auf diese Weise kann ein entlang einer Achse symmetrischer Körper halbiert werden. Der Rechenaufwand verringert sich entsprechend dem verkleinerten Modell.

In dem Trägervolumen werden einzelne Teilvolumina definiert. Sie werden für die Bereiche mit besonders hohen Spannungsgradienten gewählt, wie der rosafarbene Bereich um die Aussparung oder der bläuliche Bereich um die Schweißaussparung an einem Quersteg gewählt.

Die türkisfarbenen Scheiben sind die Bereiche, an denen die Montage des in dieser Arbeit entwickelten Sensors erfolgen soll. Um den Gradienten der lokalen Spannungsverteilung in diesem Bereich zu simulieren, sollte hier eine feinere Vernetzung erfolgen, da die Elementgröße ansonsten größer als der Bohrungsdurchmesser wäre. Für die verschiedenen in Bild 3.23 dargestellten Volumina können unterschiedliche Elementgrößen vorgegeben werden. Sie wurden in Konvergenzbetrachtungen der Abweichungen mit verschiedenen Elementgrößen optimal gewählt (Bild 3.24). Mit der Unterteilung in verschiedene Volumina mit verschiedenen Netzgitterdichten können Rechenzeit und Aufwand reduziert und gleichzeitig die Zuverlässigkeit der Ergebnisse gesteigert werden. Für das Beispiel aus Bild 3.23 ergibt sich das in Bild 3.25 dargestellte Netzgitter:

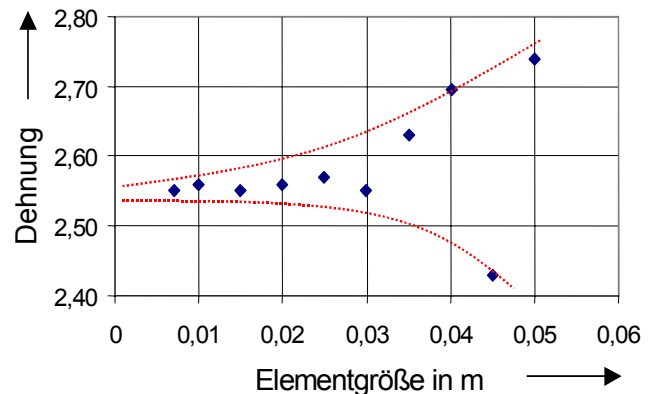


Bild 3.24: Abhängigkeit der simulierten Dehnung von der Elementgröße

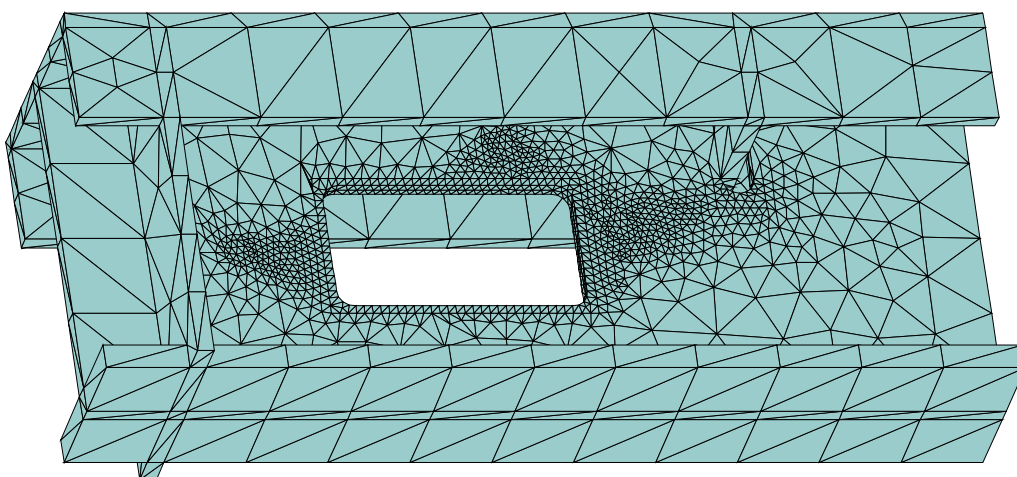


Bild 3.25: Netzstruktur des Ersatzbauwerkes

Die Netzstruktur wurde mit dem FEM-Simulationsprogramm ANSYS erstellt, das in Deutschland über die CAD FEM GmbH, Grafing vertrieben wird. Als die in Deutschland am häufigsten genutzte FEM-Softwarelösung für verschiedene Betriebssystemplattformen bietet es

eine Vielzahl von Elementtypen an. Die in den Elementen implementierten mathematischen Modelle lassen sich auf verschiedene physikalische Problemstellungen auslegen. Die möglichen Anwendungen umfassen z.B. mechanische Spannungsanalysen, Strömungsberechnungen, Simulationen von elektrischen und magnetischen Feldern, Wärmeleitfähigkeitsanalysen sowie Diffusionsberechnungen.

Für die mechanischen Spannungssimulationen lassen sich wahlweise Oberflächen oder Volumenelemente verwenden. Im Rahmen dieser Arbeit wurden vorzugsweise Tetraederelemente des Typs Solid 93 /61/ verwendet, die durch Mittenknoten die Simulation mittels einer quadratischen Formfunktion erlauben. Bild 3.26 zeigt die Struktur dieses Elementes. Es lassen sich damit sowohl linear-elastische als auch plastische Verformungen mit großen Dehnungen berechnen. Die Tetraederstruktur ist besonders gut geeignet, um komplexe geometrische Strukturen von einem automatischen Netzgittergenerator in entsprechende Elemente zu zerlegen.

Alternativ kann auch das Element Solid 95 (Bild 3.26 rechts) verwendet werden. Es besitzt ebenfalls Mittenknoten für eine quadratische Formfunktion. Die Skizzen in Bild 3.26 symbolisieren durch die gekrümmten Außenflächen die mögliche Berechnung von Biegung bzw. Torsion bei diesen Elementen.

Ein Quaderelement ist im Vergleich zum Tetraeder allerdings weniger geeignet, Rundungen oder Rissspitzen mit gleichem Rechenaufwand zu simulieren. Das Element Solid 95 eignet sich besonders für eine Vernetzung von großen, homogen-rechteckigen Volumina. In dem in Bild 3.25 gezeigten Träger hätten z.B. in dem Untersteg vier Tetraederelemente durch ein Quaderelement ersetzt werden können. Der erhöhte Aufwand an Elementen im Übergangsbereich der Teilvolumina hätte bei dem gezeigten Beispiel den Vorteil allerdings wieder aufgehoben. Die gleichzeitige Verwendung der verschiedenen Elemente lohnt sich nur, wenn der homogen-rechteckige Bereich wesentlich größer als der Bereich ist, der mit dem für feine Strukturen besser geeigneten Element Solid 93 vernetzt ist.

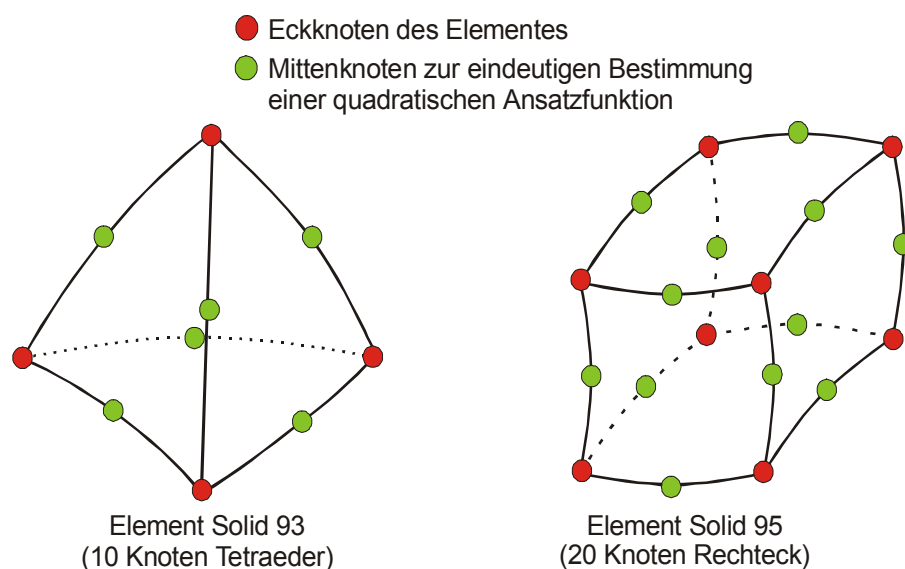


Bild 3.26: Tetraeder- und Rechteck-Volumenelemente mit Mittenknoten

Kapitel 4

Versuchstechnische Einrichtungen für die Sensorentwicklung

Die Entwicklung eines Aufnehmers zur Dehnungsmessung in einer kleinen Messbohrung bedarf spezieller Versuchskörper, mit denen verschiedene, präzise quantifizierbare Dehnungszustände in einer Messbohrung dargestellt werden können. Die konstruktive Auslegung der Versuchskörper ist dabei sowohl von der Größe der Sensoren bzw. dem Durchmesser der Messbohrung abhängig als auch von den zur Verfügung stehenden Kraft- und Drehmoment-Belastungseinrichtungen. In diesem Kapitel wird zunächst eine erste Abschätzung der benötigten Sensorgröße getroffen. Anschließend werden verschiedene Versuchseinrichtungen vorgestellt. Sie wurden eigens entwickelt, um mögliche spezifische Schwachpunkte des späteren Sensors zu untersuchen und durch geeignete konstruktive Maßnahmen zu eliminieren.

Abschließend werden in diesem Kapitel die bei den Versuchen verwendeten Geräte und Belastungseinrichtungen vorgestellt. Anhand der verschiedenen, in Kapitel 5 näher vorgestellten Adaptionenmodelle wird erläutert, welche Messtechnik für den jeweiligen Sensortyp angewandt wurde.

4.1 Dimensionierung von Sensor und Versuchseinrichtungen

Der zu entwickelnde Sensor soll in eine Messbohrung des Bauwerks eingebracht werden. Das Sensorgehäuse muss die Dehnungen vom Bohrungsrand zu den in seinem Inneren geschützten DMS übertragen. Für die Art der Adaption des Sensors in der Bohrung bietet sich eine Vielzahl von Verfahren an (Kapitel 5). Für eine umfassende Untersuchung dieser Adaptionenmodelle wurden verschiedene Versuchsvorrichtungen benötigt.

Zu Beginn der Forschungsarbeiten waren prinzipielle Dimensionierungsparameter festzulegen. Um das Bauwerk nicht durch die Bohrung übermäßig zu schwächen, aber dennoch bei den verschiedenen Sensorausführungen einen für die manuelle DMS-Applikation hinreichend großen Innenraum zu erhalten, wurde für die ersten Testmuster ein Durchmesser von 24 mm festgelegt. Er wurde im Verlauf der Entwicklung auf 18 mm reduziert.

Der gewählte Durchmesserbereich erlaubt eine solche konstruktive Auslegung der anschließend vorgestellten Belastungskörper, dass sie sich noch einfach per Hand bewegen und in die zur Verfügung stehenden Normalmesseinrichtungen der PTB mittels vorhandener Einspannteile montieren lassen.

Ziel dieser Auslegung der Belastungskörper war es auch, möglichst große Dehnungen am Bohrungsrand für die Untersuchung darstellen zu können. Bei der Verwendung von hochfesten Federstählen für die Belastungskörper sollte die dargestellte Messgröße Dehnung den elastischen Bereich für Baustähle umfassen.

Die konstruktive Auslegung der verschiedenen Belastungskörper und Versuchseinrichtungen wird nachfolgend beschrieben.

4.2 Stabförmiger Belastungskörper

Das Sensorverhalten soll für alle in der Bauwerksüberwachung auftretende Dehnungsarten untersucht werden. Dazu müssen Zug- und Druckkräfte sowie Dreh- und Biegemomente auf einen Versuchskörper übertragen werden. In diesem sollen die zu untersuchenden Sensoren in einer Messbohrung montiert werden. Da zu Beginn des Forschungsprojektes noch keine Belastungseinrichtung zur simultanen Erzeugung aller sechs Kraft- und Drehmomentkomponenten zur Verfügung stand, musste der Versuchs- oder Belastungskörper in verschiedene Kraft- und Drehmoment-Messeinrichtungen montiert werden können. Im Interesse geringer Unsicherheiten sollte der jeweilige Einbau in die verschiedenen Belastungseinrichtungen ohne zusätzliche Montagestücke erfolgen. Zusätzliche Unsicherheitsquellen infolge mechanischer Toleranzen, Reibung und eventuelle Rückwirkungen auf die Belastungseinrichtung lassen sich so vermeiden.

Der Versuchskörper zur konstruktiven Auslegung des Adaptionmodells sollte neben der numerischen Simulation und der experimentellen Spannungsermittlung eine analytische Berechnung der Spannungszustände um den Bohrungsrand ermöglichen. Die daraus resultierende Forderung nach einem nicht zu komplexen mechanischen Aufbau ist auch in Hinblick

auf eine gegebenenfalls größere Stückzahl wünschenswert. Verschiedene Versuchskörper müssen sowohl für die jeweiligen Sensorkonzepte geeignet sein als auch aus unterschiedlichen Stahllegierungen gefertigt werden, um eventuelle Einflüsse des Umgebungsmaterials auf die Messunsicherheit des Sensors zu untersuchen.

Aufgrund der oben genannten Anforderungen wurde als Versuchs- und Erprobungskörper ein einfacher Rundstab gewählt (Bild 4.1). Dieser nachfolgend als Belastungsstab bezeichnete Körper ist mit einer mittigen Sensorbohrung versehen. In die Endflächen des Rundstabes sind zwei Gewindebohrungen eingebracht. Sie ermöglichen die Montage von Zugstäben und Kugelschalenmuttern, wie sie bei der Kalibrierung von Kraftaufnehmern zu deren Adaption in Kraft-Normalmesseinrichtungen verwendet werden. Weiterhin kann eine Druckfuß und ein Lastknopf zur Einleitung von Druckkräften genutzt werden. Die Kugelschalen und der Druckknopf verhindern dabei die Einleitung von Biegemomenten.

Zur Darstellung einer Torsion um die zur Bohrungsachse senkrechten Ebene wird der Belastungsstab in eine Drehmoment-Normalmesseinrichtung montiert. Drehmoment-aufnehmer, die in der Regel als Messwelle aufgebaut sind, werden zur Kalibrierung mittels hydraulischer Spannbuchsen in die Belastungseinrichtung adaptiert. Solche hydraulischen Kupplungen lassen sich auch für den Belastungsstab nutzen.

Der Durchmesser des Belastungsstabes wurde auf 50 mm festgelegt. Mit einer 100-kN-K-NME und einer 1-kN·m-D-NME können am Bohrungsrand Dehnungen realisiert werden, die den elastischen Bereich von Baustählen überschreiten. Die experimentelle Erzeugung sehr hoher Dehnungen dient dabei der Bestimmung des zulässigen Messbereichs für den Sensor.

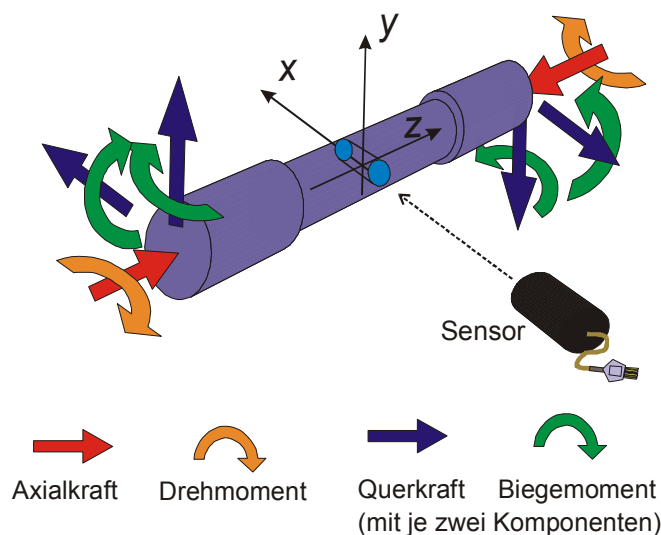


Bild 4.1: Stabförmiger Belastungskörper, skizziert mit allen räumlichen Belastungszuständen

Die Belastungsstäbe wurden in verschiedenen Ausführungsformen gefertigt. Neben Exemplaren mit unterschiedlichen Stahllegierungen wurden auch verjüngte Ausführungen zur Erzeugung sehr hoher Dehnungen sowie überlange Stäbe zur parallelen Untersuchung mehrerer Sensoren in Klimakammern (Kapitel 10) angefertigt. Bild 4.2 zeigt eine Auswahl

von Experimenten, die im Rahmen dieser Arbeit mit solchen Belastungsstäben durchgeführt wurden.

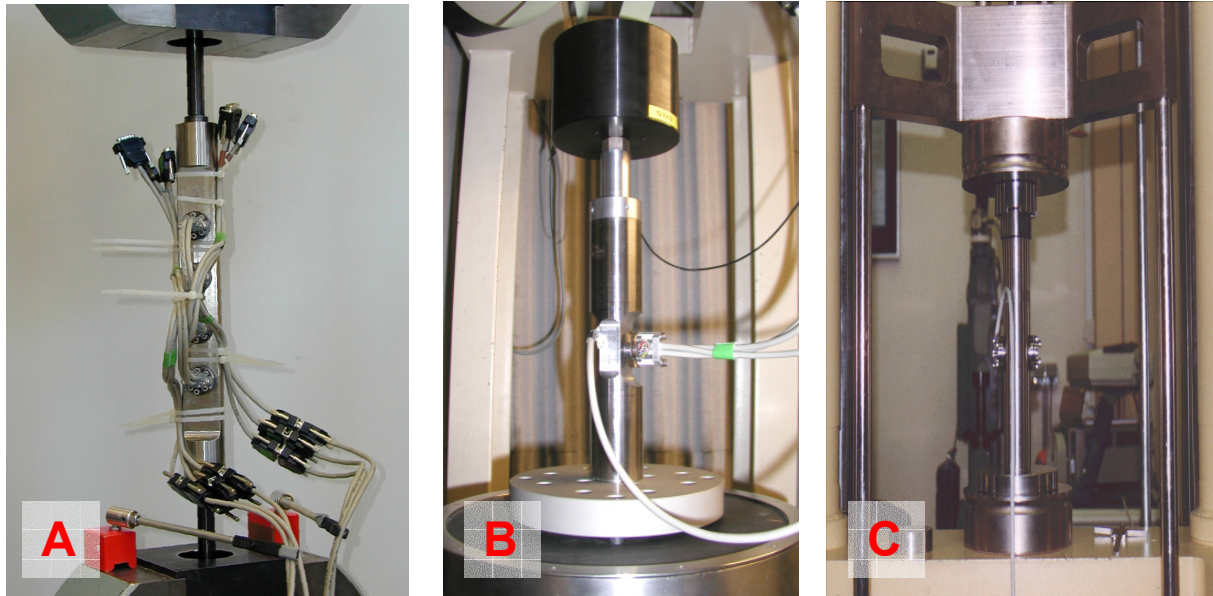
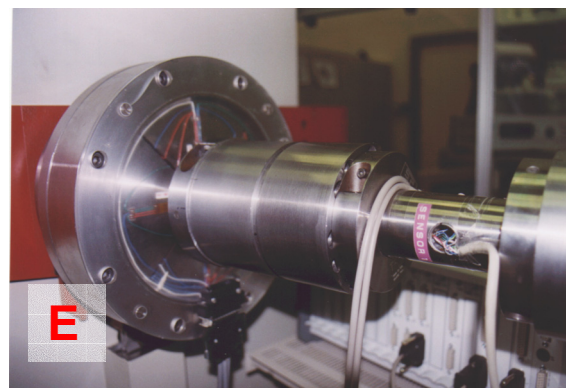
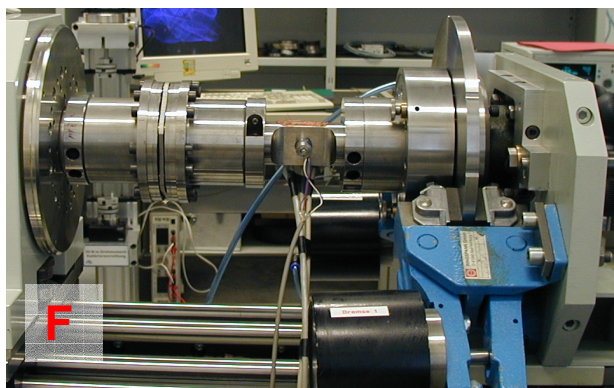


Bild 4.2: Einsatzmöglichkeiten der Zugstäbe:

- A: Empfindlichkeitsmessung eines Mehrfach-Klima Kammerstabes
- B: dynamische Kalibrierung auf einem Schwingtisch mit oben aufgesetzter Belastungsmasse
- C: Zugstab mit Druckfuß und aufgesetztem Lastknopf zur Einleitung von Druckkräften
- D: Mehrfachzugstäbe in einer Klimakammer
- E: Sensorerprobung in der 2-kN·m-DMNE
- F: Zugstab in der 1-kN·m-DMNE mit speziellem Aufnehmer /37/ zur Messung simultan aufgebrachtener Querkomponenten



Für die Spannungszustände am Bohrungsrand wurde (entsprechend Kapitel 7) eine Näherungslösung bestimmt. Als Ableitung aus den Airy'schen Spannungsgleichungen erhält man für die tangentielle Spannung im Bereich um den Bohrungsrand σ_t Gleichung 4.1. p stellt

dabei die über der Fläche gemittelte Spannung dar, r_b ist der Bohrungsradius, r und φ beschreiben den Ort in zylindrischen Koordinaten. Die Lösung gilt für $r > r_b$.

$$\sigma_t = \frac{p}{2} \left[1 + \frac{r_b^2}{r^2} - \left(1 + 3 \frac{r_b^4}{r^4} \right) \cos 2\varphi \right] \quad (4.1)$$

Die Näherungslösung (Gleichung 4.1) gilt für eine Bohrung in einer idealerweise unendlich großen Platte. Bei dem verwendeten Rundstab (Radius R) muss ergänzend die Schwächung des Querschnitts im Bohrungsbereich und die dadurch hervorgerufenen erhöhte Spannung berücksichtigt werden. Die Axialkraft F wird über die im Messbohrungsbereich (Radius r_b) verringerte Querschnittsfläche des Rundstabes (Radius R_{ST}) übertragen. Gleichung 4.2 beschreibt die gemittelte Flächenlast in dem Bereich der Messbohrung bei einer aufgetragenen Zugspannung F . Die Position am Bohrungsrand wird dabei in zylindrischen Koordinaten um den Bohrungsmittelpunkt angegeben (Radius r , Ortswinkel φ). Die gemittelte Flächenlast beträgt für $0 < \varphi < 90$ näherungsweise:

$$p(\varphi) = \frac{F}{\pi R_{ST}^2 - 4 R_{ST} r_b (1 - \sin \varphi)} \quad (4.2)$$

Das Einsetzen in Gleichung 4.1 liefert die tangentielle Spannung σ_t um Bohrungsrand als zweidimensionale Näherungslösung:

$$\sigma_t(r, \varphi) = \frac{F}{2\pi R_{ST}^2 - 8 R_{ST} r_b (1 - \sin \varphi)} \left[1 + \frac{r_b^2}{r^2} - \left(1 + 3 \frac{r_b^4}{r^4} \right) \cos 2\varphi \right] \quad (4.3)$$

Für die im Querschnitt verjüngten Ausführungsformen von Belastungsstäben ist Gleichung 4.2. entsprechend der Querschnittsänderung umzuformen.

Neben der analytischen Berechnung wurden die Spannungszustände des stabförmigen Belastungskörpers numerisch simuliert. Dazu wurde das Element Solid 93 verwendet (siehe Kapitel 9). Die optimale Elementgröße wurde aus einer Konvergenzbetrachtung des Ergebnisses ermittelt. Das Beispiel Bild 4.3 zeigt eine FEM Simulation der Dehnungszustände für eine Zugbelastung mit 50 kN. Die Dehnungen bzw. nach dem Hookeschen Gesetz abhängigen Spannungen sind in den drei Schnittebenen dargestellt. Die Inhomogenitäten des Spannungsfeldes am rechten Rand resultieren aus Rückwirkungen der Querkontraktion des dort in allen Richtungen fest gelagerten Endstückes. Aufgrund des großen Abstandes zum interessierenden Bereich lässt sich ihr Einfluss vernachlässigen. Die Dehnungen können für einzelne Knoten ausgegeben und mit den analytischen Werten verglichen werden.

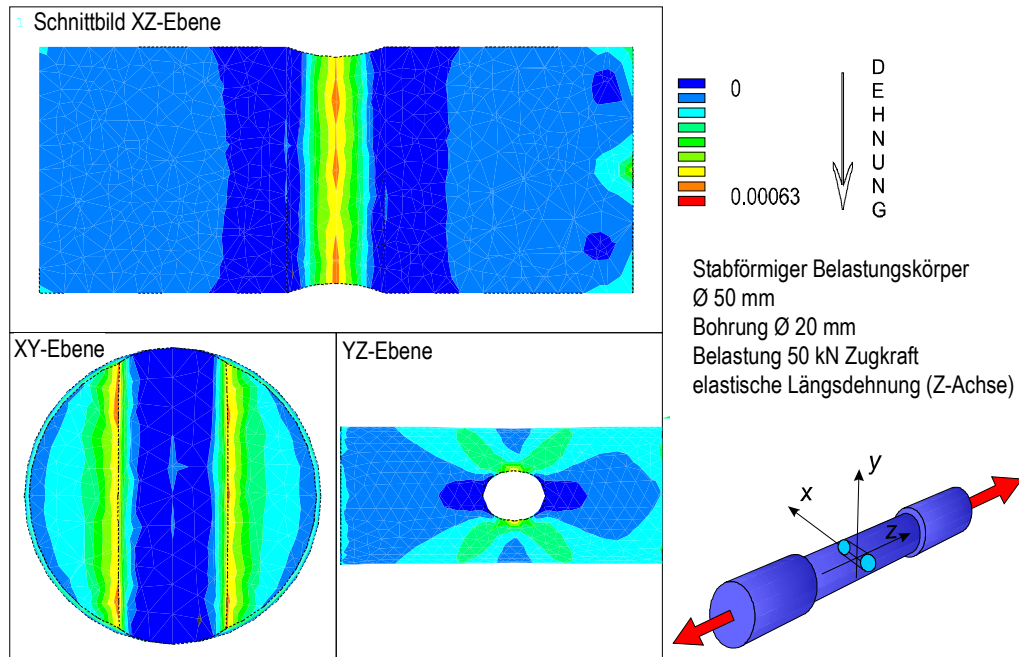


Bild 4.3: Numerische Simulation der Dehnung des stabförmigen Belastungskörpers bei Zug/Druckkraftbelastung

Das gezeigte FEM-Modell lässt sich auch zur Simulation von Drehmomentbelastungen des Stabes nutzen. Dazu wurde an einem Ende ein Hebelarm modelliert, über den eingeleitete Querkräfte das gewünschte Moment erzeugen. Es ist zu beachten, dass die Querkräfte symmetrisch an beiden Enden des Hebels wirken, um ein Biegemoment zu vermeiden.

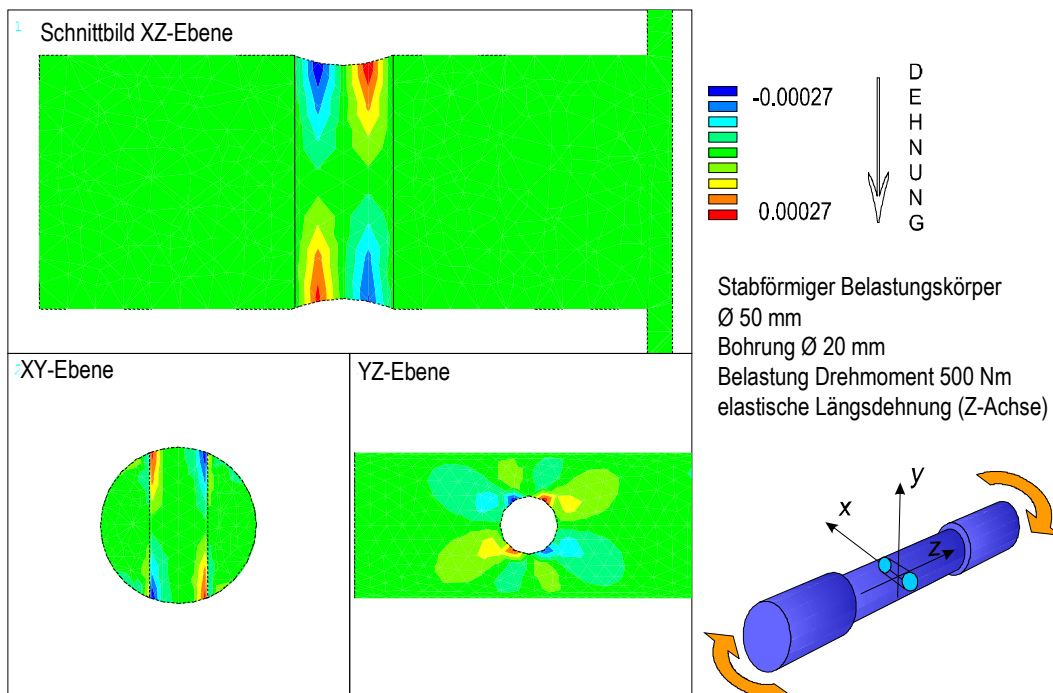


Bild 4.4: Numerische Simulation der Dehnungszustände des stabförmigen Belastungskörpers bei Drehmomentbelastung

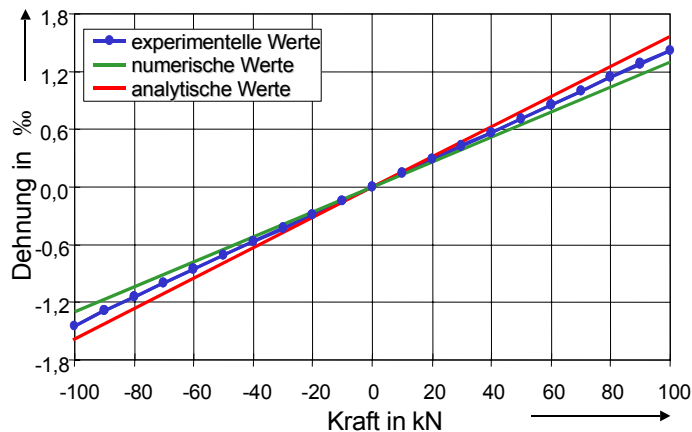


Bild 4.5: Vergleich von analytischer, numerischer und experimenteller Dehnungsbestimmung

Zum Vergleich von experimentellen, analytisch und numerisch bestimmten Daten wurden die Umfangsdehnungen mittels in der Messbohrung applizierten DMS gemessen. Ein typisches Ergebnis ist in Bild 4.5 graphisch dargestellt. Die gegenseitigen Abweichungen liegen generell im Bereich von bis zu 10 Prozent.

Das analytische Modell zur Berechnung der Dehnungen am Bohrungs-

rand verwendet als Näherungslösung eine unendlichen große Platte als Bohrungsumgebung. Ohne diese Vereinfachung ist ein Ergebnis auf analytischem Wege nicht erzielbar.

Die numerische Simulation muss bei der gegebenen Geometrie sehr spitzwinklige Elemente am Übergang von dem Bohrungsrand zur Außenmantelfläche des Stabes bilden. Die Positionsberechnung einzelner Knoten aus der Änderung der Kantenlängen eines Elementes führt bei sehr spitzen Winkeln zu einer erhöhten Unsicherheit im interessierenden Bereich des Bohrungsumfanges.

Die Dehnungsmessung mittels DMS-Applikation in der Messbohrung verursacht ebenfalls eine relativ hohe Messunsicherheit. Unter idealen Bedingungen ist eine relative Messunsicherheit von mindestens 1 % zu erwarten [43]. Die Applikation in einer Messbohrung von nur 18 mm Durchmesser lässt infolge ungenauer Platzierung und schwieriger Erzeugung eines gleichmäßigen Anpressdruckes beim Aushärten des DMS-Klebstoffs erheblich größere Unsicherheiten erwarten.

Mit einer unbekannten systematischen Messunsicherheit im Prozentbereich ist eine absolute Bestimmung der Dehnung am Bohrungsrand des stabförmigen Belastungskörpers für eine Kalibrierung nicht präzise genug. Dennoch ist er durch geringe Nichtlinearitäten und gute Reproduzierbarkeit bei der Darstellung von Dehnungen am Bohrungsrand geeignet, das Sensorverhalten in der Erprobungsphase zu untersuchen.

Für die Kalibrierung des Sensors wurde eigens ein spezieller Belastungskörper (Kapitel 7) konstruiert. Seine Auslegung ermöglicht eine präzise Darstellung von Referenzdehnungen. So lässt sich eine Übertragungsmatrix zwischen der Ausgangsgröße Messsignal und der Eingangsgröße des ebenen Spannungsfalles bestimmen.

4.3 Darstellung verschiedener Kraft- und Drehmomentkomponenten zur Untersuchung des Sensorverhaltens bei räumlicher Dehnungsanregung

Der Sensor darf in seinen Messeigenschaften - auch wenn er nur ebene Dehnungszustände aufnehmen soll - nicht von Dehnungen beeinträchtigt werden, die durch eine überlagerte Torsion oder Biegung verursacht werden. Solche Torsions- und Biegemomente in der Mess- bzw. Bohrungsebene verursachen hohe axiale Dehnungen entlang der Bohrungsachse, wie nachfolgend (Kapitel 4.3, Bild 4.22) an einer FEM-Simulation gezeigt wird.

Diese axialen Dehnungen dürfen keine Gleitvorgänge zwischen Sensor und Bohrung hervorrufen. Für das entwickelte Adaptionmodell (Kapitel 4.4) ist die Untersuchung solcher Verformungen in Bohrungsrichtung von besonderer Bedeutung. Der Sensor ist für tangentialen Dehnungen am Bohrungsumfang sehr elastisch als Federelement ausgelegt, für axiale Dehnungen dagegen nicht. Kommt es nun zu axialen Gleitvorgängen zwischen Sensor und Bohrungsrand, so würden auch die tangentialen Dehnungen nach dem Losbrechen zu Verschiebungen an den Kontaktflächen führen. Erhebliche Messunsicherheiten auch bei der Messung nur ebener Dehnungszustände wären die Folge. Um die Funktionssicherheit des Sensors zu gewährleisten, müssen Tests bei beliebigen räumlichen Dehnungskomponenten durchgeführt werden.

Zunächst wurde eine simultane Erzeugung aller räumlichen Lastkomponenten in der in Bild 4-2 E gezeigten 1-kN·m-D-NME erzeugt werden. Das Gegenlager der Belastungseinrichtung kann in allen Achsen verfahren werden und neben der eigentlichen Kalibriergröße Drehmoment die verbleibenden

5 räumlichen Komponenten erzeugen. Die Messung der so erzeugten, insgesamt sechs räumlichen Kraft- und Momentkomponenten, erfolgt über einen Mehrkomponenten-Spannungsaufnehmer /37/, der in Bild 4.2 E als breiter, zylindrischer Körper vor dem Lager und den Hebelarmen der Maschine erkennbar ist. Dieser Kraft- und Drehmomentenaufnehmer dient normalerweise der Messung von Störkomponenten bei der

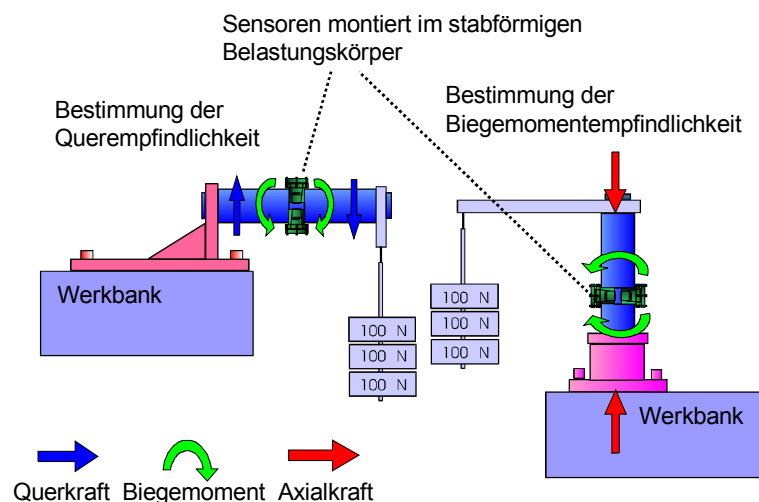


Bild 4.6: Behelfsmäßiger Aufbau zur Darstellung von Querkräften und Biegemomenten

Kalibrierung von Drehmomentenaufnehmern. Da Störkomponenten einen erheblichen Einfluss auf das Messergebnis haben /37/, werden sie mit den Mehrkomponentenaufnehmern erfasst und durch eine entsprechende Positionierung des Gegenlagers eliminiert. Die maximal zulässige Belastung der Luftlager der 1-kN·m-D-NME ermöglichten in der praktischen

Untersuchung aber keine ausreichend großen Querkräfte und Biegemomente, um Aussagen über die Funktionsfähigkeit des zu untersuchenden Bauwerkssensors zu machen.

Deshalb wurde der in Bild 4.6 skizzierte, behelfsmäßige Aufbau erstellt, mit dem die Belastungsstäbe mit den entsprechenden Komponenten beaufschlagt werden können. Mit der linken Einbaustellung wird zuerst die Biegemomentempfindlichkeit ermittelt. Damit kann in einem zweiten Schritt die Querempfindlichkeit bestimmt werden. Der erstellte Aufbau ist aber letztendlich nur ein Hilfsmittel und durch das manuelle Auflegen von Massestücken empfindlich für Kraft-Überschwingungen.

Der Sensor wurde zusätzlich an einer im Verlauf dieser Arbeit erstellten 6-Komponenten-Kraft- und -Drehmoment-Referenzmesseinrichtung /61/ untersucht.

In dem oberen Hexapodensystem in Bild 4.7 werden durch Antriebe (Elektromotore) Kräfte und Momente erzeugt. Sie werden über den zu kalibrierenden Kraftaufnehmer aus ein unteres Hexapodensystem übertragen, bei dem herkömmliche Kraftaufnehmer in die Hexapodenglieder integriert sind. Aus ihren Messsignalen wird die auf den Prüfling resultierende Kraft- und Momenteinwirkung berechnet.

Die theoretischen Grundlagen der Zerlegung der darzustellenden Kraft- und Momentvektoren in die mit Hilfe der Kraftaufnehmer messbaren Podenkräfte mussten bestimmt werden /61/. Für die Erzeugung eines geforderten Lastzustandes ist es notwendig, die zugehörigen Kräfte in den Poden berechnen zu können. Umgekehrt müssen auch aus den gemessenen Podenkräfte die generierten Kraft- und Momentvektoren ermittelt werden. Für beide Verfahren ist die Geometrie der Hexapoden von entscheidender Bedeutung. In numerischen Simulationen wurden die geometrischen Parameter der in Bild 4.8 gezeigten Hexapodenanordnung dahin gehend optimiert, dass möglichst große Messsignale in den verschiedenen räumlichen Richtungen der Lastvektoren resultieren. Unsicherheitsbetrachtungen /62/ ergaben, dass die räumliche Anordnung der Hexapoden auf 0,01 mm bekannt sein muss. Um die geforderte Genauigkeit zu erreichen, wurde die Geometrie auf einer

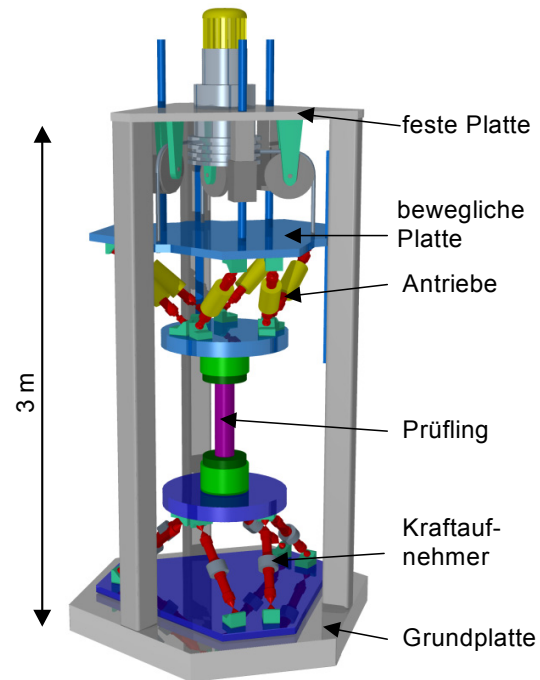


Bild 4.7: Prinzipdarstellung der Mehrkomponenten-Kraft- und -Drehmoment-Referenzmesseinrichtung



Bild 4.9: Elastisches Biegeelement als Gelenk

Koordinatenmesseinrichtung bestimmt.

Von besonderer Bedeutung für diese Belastungseinrichtung sind die Poden-Gelenke. Die Belastung der Messhexapode ist mit Verformungen verbunden, und auch die Kraftaufnehmer in den Poden messen die wirkende Kraft mit Hilfe von Dehnungsmessstreifen über die eingepprägten Dehnungen. Die Änderung der Geometrie ist bei der Umrechnung zwischen Podenkräften und

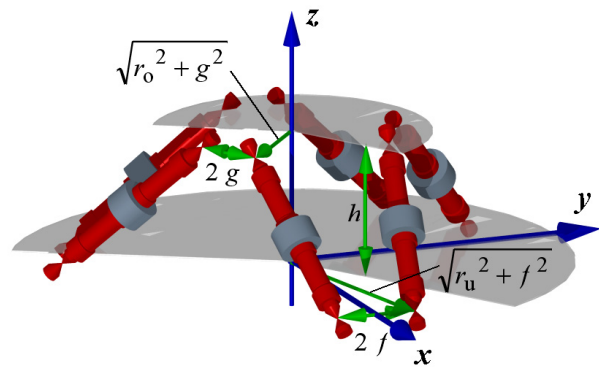


Bild 4.8: Hexapodenanordnung der Referenzkraftaufnehmer /aus 62/

externem Kraft- bzw. Momentvektor zu berücksichtigen. Sie sind mit der Generierung sogenannter Störkomponenten, also von Biege- und Drehmomenten sowie Querkraften in den Messpoden verbunden, die einen Einfluss auf den Kraftaufnehmer ausüben. Es war sicherzustellen, dass die aus der Verformung resultierenden Störkomponenten minimal sind. Der Ansatz, an den Gelenkstellen spezielle Kugelgelenke zu verwenden, wurde wegen der experimentell bestimmten, zu großen Reibmomente verworfen. Statt dessen werden mittels FEM entwickelte, in Bild 4.9 gezeigte, elastische Federelemente verwendet. Die Auswirkung ihrer Biegesteifigkeit ist bezogen auf die Messunsicherheit der gesamten Einrichtung vernachlässigbar /62/. Die mit dieser Anlage durchgeführte Validierung der Funktionsfähigkeit des Sensors wird in Kapitel 5.7.2.3 vorgestellt.

4.4 Überprüfung des Sensors auf Vorzugsrichtungen

Um den Bauwerkssensor auf eine Vorzugsrichtung untersuchen zu können, wurde eine weitere Versuchseinrichtung in Form eines S-förmigen Belastungskörpers entwickelt (Bild 4.10).

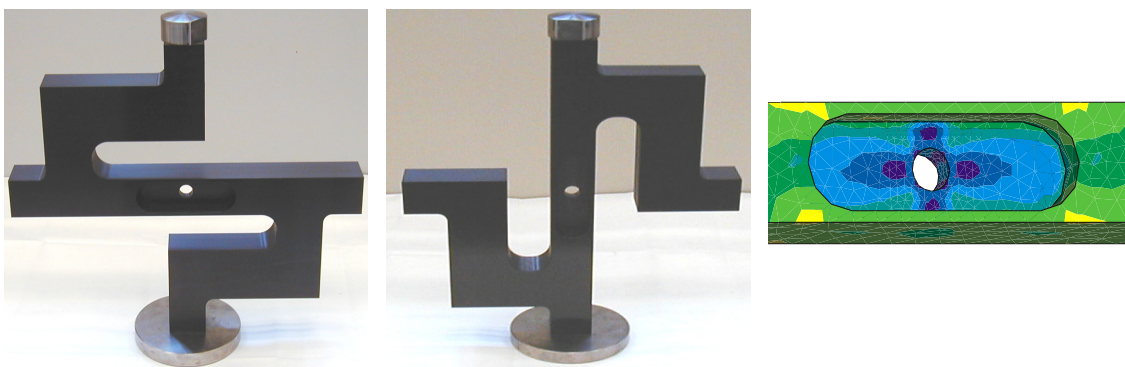


Bild 4.10: Z-förmiger Belastungskörper in zwei Einbaustellungen, für Schubkomponenten (links) und Druckbelastung (mitte), sowie FEM-Darstellung der von-Mises-Dehnungen im Einbaubereich des Aufnehmers (rechts)

Die Untersuchung der Symmetrieeigenschaften der entwickelten Sensorbauform wurde mit diesem Belastungskörper durchgeführt. Bei allen in Kapitel 4 vorgestellten kraftschlüssigen Verfahren treten während der ersten lastbedingten, elastischen Deformation Gleitvorgänge an

den Kontaktflächen zur Messbohrung auf. Die Ausrichtung der kraftschlüssigen Kontaktflächen kann sich unter Umständen einer bestimmten Hauptdehnungsrichtung anpassen und der Sensor so gute Messeigenschaften zeigen. Bei einer Änderung der Hauptdehnungsrichtung kommt es jedoch zu einer erneuten Ausrichtung und damit zu hysteresebehafteten Gleitvorgängen. Ein solcher Sensor würde bei wechselnden Dehnungsrichtungen hohe Messunsicherheiten hervorrufen. Begründet ist diese Hypothese durch in Messungen festgestellte Hystereseeigenschaften einiger Sensorbauformen bei der ersten Belastung nach einer Änderung der Hauptdehnungsrichtung. Dies wurde bei der Montage eines im Belastungsstab verbliebenen Sensors in zunächst einer Kraft- und anschließend einer Drehmoment-Messeinrichtung beobachtet. Da der Sensor im Belastungsstab verblieb, sind etwaige Einflüsse von Demontage und Montage ausgeschlossen.

Um die Ursachen dieses Verhaltens näher untersuchen zu können, wurde ein Belastungskörper entwickelt, der zwei Einbaupositionen in einer Kraft-Messeinrichtung ermöglicht. Die zunächst naheliegende Ausführungsform als Kreuz ist aus zwei Gründen nicht sinnvoll. Die winkelabhängige Dehnung im Bohrungsumfang ändert sich mit der doppelten Ortsfrequenz (vgl. Bild 4.3 und Gleichung 4.1). Eine Drehung um 90° verschiebt die Dehnungsmaxima um 180° . Betrags- und vorzeichenunabhängig werden dann dieselben Bereiche an den Kontaktflächen belastet. Die Hauptdehnung sollte bei dem Belastungskörper deshalb nicht um 90° , sondern um ca. 45° gedreht werden. Dies ist bei dem S-förmigen Belastungskörper der Fall, wenn man die Scherdehnungen in Bild 4.10, rechts, nach dem Mohr'schen Spannungskreis in den Hauptdehnungen darstellt. Gegen einen kreuzförmigen Belastungskörper spricht ebenfalls die Tatsache, dass die Quertraverse im Bohrungsbereich eine Verstärkung erzeugt und somit die maximal an der Bohrung darstellbare Dehnung verringert wird. Solche Nachteile werden mit dem S-förmigen Aufnehmer umgangen. Als reiner Zug/Druckstab ermöglicht er hohe Dehnungen am Bohrungsrand. Wird er als Doppelbiegefeder belastet (Bild 4.10, links), so werden im Bereich der Aussparung mit der eingebrachten Messbohrung hohe Scherungen erzeugt.

Um in beiden Positionen möglichst hohe Dehnungen zu erzeugen, wurde um die Messbohrung eine beidseitige Ausfräsung in den Körper eingebracht, wie es in der FEM-Modell in Bild 4.10 ersichtlich ist. Die Dimensionierung des Belastungskörpers wurde mit FEM-Simulationen so ausgelegt, dass eine maximale Dehnung am Bohrungsrand dargestellt werden kann, um den Sensor über einen weiten Dehnungsbereich zu testen.

4.5 Untersuchung des dynamischen Verhaltens der Sensoren

Mit den bisher beschriebenen Methoden lassen sich die Sensoren statisch untersuchen. Die in der Bauwerksüberwachung auftretenden zeitvarianten Lastzustände müssen bezüglich einer möglichen Abweichung der dynamischen Empfindlichkeit von der in der Kalibrierung gewonnenen statischen Empfindlichkeit des Sensors untersucht werden.

Die Aufnahme von dynamischen Lastzuständen wird auch zur Strukturanalyse in Bauwerken durch Messungen von Eigenfrequenzen höherer Ordnung genutzt. Sie werden durch eine impulsartige Anregung, wie z.B. einen Hammerschlag, ausgelöst. Änderungen in den Eigenfrequenzen der Bauwerksstruktur ermöglichen einen Rückschluss auf Alterung und Schädigung /63/.

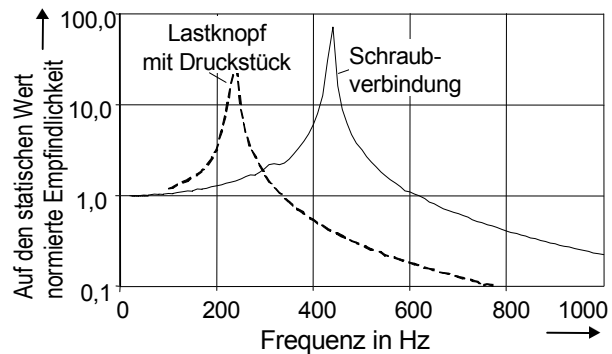


Bild 4.11: Frequenzgang der Empfindlichkeit bei der dynamischen Anregung herkömmlicher Kraftaufnehmer /39/

Wie bereits in Kapitel 3.3 erwähnt, zeigen herkömmliche DMS-Kraftaufnehmer bei dynamischer Anregung zum Teil große Abweichungen von ihren aus der statischen Kalibrierung gewonnenen Kennwerten, wie es im Beispiel von Bild 4.11 deutlich wird. Die Unsicherheiten herkömmlicher Kraftaufnehmer sind häufig durch konstruktive Unzulänglichkeiten in der Messkette, insbesondere bei der Messung alternierender Kräfte begründet. Bei einer Kraftübertragung mittels herkömmlicher Lastknöpfe können keine Zugkräfte übertragen werden. Ab einer bestimmten Beschleunigung lösen sich die Belastungsmassen des in Bild 3.6 skizzierten dynamischen Messaufbaus. Auch Schraubverbindungen bewirken durch Reib- und Gleitvorgänge an den Gewindeflanken (siehe Kapitel 4.4) eine Rückwirkung auf die dynamische Kraftübertragung. Aus den jeweils vorliegenden Ankoppelungssteifigkeiten der dynamischen Belastungsmassen resultiert dann ein entsprechendes Resonanzverhalten, das in Bild 4.11 für einen häufig verwendeten Kraftaufnehmer des Typs C3 (HBM Messtechnik) bei den Frequenzen von 230 Hz bzw. 430 Hz dargestellt ist. Für das Resonanzverhalten sind neben der Feder/Dämpfercharakteristik von Aufnehmer und Kraft-Übertragungselementen auch die an der dynamischen Krafterzeugung beteiligten Massen relevant. In der Praxis treten des weiteren häufig Messfehler als Folge einer falschen Auswahl von Messverstärkern und Filtern auf. Bei der statischen Kalibrierung bzw. Kraftmessung werden vorzugsweise Trägerfrequenzverstärker eingesetzt. Wie bereits in Kapitel 3.6 erläutert, beträgt die Grenzfrequenz des Verstärkers etwa 10 % der Trägerfrequenz, die in der praktischen Anwendung häufig bei 225 Hz oder 600 Hz liegt.

Für dynamische Messungen im Rahmen dieser Arbeit sind deshalb digitale Gleichspannungsverstärker des Typs ML10 der Firma HBM Messtechnik für das MGC₊ Verstärkersystem zur Anwendung gekommen. Ihre Vorverstärkerstufen sind in Form einer Elektrometer-Subtrahiererschaltung aufgebaut.

Zur Untersuchung wurden die Sensoren entsprechend Bild 4.2 B bzw. Bild 3.6, in einen Belastungsstab montiert und auf einem Schwingererger wie bei den Untersuchungen in /39/ mit Frequenzen bis 1 kHz angeregt. Es erfolgte ein Vergleich der ausgegebenen Sensorsignale mit den Messwerten der an den Belastungsmassen und nahe dem Sensor befestigten Beschleunigungsaufnehmern. Ziel der Messung war es, festzustellen, bis zu welchen

Frequenzen das Verhältnis der Signale von Sensor- und Beschleunigungsaufnehmer konstant bleibt und die Sensorempfindlichkeit aus der statischen Kalibrierung verwendet werden kann.

Bei dem entwickelten Adaptionmodell (Kapitel 5.7.2) werden zwei konisch geformte Körper über zwei vergleichsweise kräftige Flanschsegmente miteinander verspannt. Dabei besteht die Gefahr, dass bei dynamischer Anregung eine Rückwirkung der Flanschsegmente auf die Messfedern auftritt. Mit dem zuvor beschriebenen Versuchsaufbau kann keine Untersuchung von Schwingungen in Bohrungsrichtung durchgeführt werden. Um eine eventuelle Rückwirkung von messtechnisch inaktiven Bauteilen des Sensors festzustellen, wurde er in einer einfachen Stahlplatte montiert und auf einem Mehrkomponenten-Schwingerreger /64/ bei dynamischen Anregungen in allen Achsen untersucht. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Kapitel 5.7.2.2 aufgeführt.

4.6 Angewandte Technik und Vorgehensweise bei der Bestimmung und Optimierung des Adaptionmodells

Mit den zuvor beschriebenen Belastungskörpern und Hilfseinrichtungen sowie den in Kapitel 3.1 dargestellten Kraft- und Drehmoment-Messeinrichtungen wurde die generelle Adaptionform bestimmt. Die untersuchten Adaptionmodelle lassen sich in vier Gruppen anhand ihrer mechanischen Kraftübertragung zur Messbohrung unterscheiden (Kapitel 5). Die Fertigung erfolgte für alle Untergruppen in einer Vielzahl von verschiedenen Ausführungsformen.

In der Versuchsphase sind die Sensoren mit Standard-DMS aus der Serienproduktion appliziert worden. Zur Verwendung kamen vorrangig DMS mit auf dem Messstreifen integrierten Lötstützpunkten, da sich eine separate Montage von Lötstützpunkten an DMS mit Anschlussföhnchen aus Platzgründen verbietet. Solche DMS werden bei Präzisionskraftaufnehmern genutzt, um eventuelle Rückwirkungen der Lötbereiche zu reduzieren und um dünnere bzw. aus verschiedenen Materialien bestehende Trägerfolien für Lötstützpunkt und Messgitter verwenden zu können. Für Versuchszwecke und im Rahmen einer Genauigkeit von einigen 10^{-4} stellen die eingesetzten, mit Lötstützpunkten versehenen DMS jedoch keinen Nachteil dar.

Die Sensoren aller vier Adaptionmodelle lassen sich nach zwei Untergruppen unterscheiden. Ihr Innenraum ist entweder als komplett durchbohrter Hohlkörper ausgeführt oder mit einem orthogonal zur Messbohrung platzierten Mechanismus versehen.

Bei den Hohlkörpern sind die DMS an den Innenwänden appliziert. Dafür fanden vorrangig DMS des Typs LY 41 / 1,5-120 von HBM ihre Anwendung. Je nach Sensorgröße wurden vier oder acht DMS angebracht und vorzugsweise als Einzel-DMS an den Messverstärker angeschlossen und dort zu einer Vollbrücke komplettiert.

Sensoren mit einem inneren Mechanismus zur Messung der Dehnungen besitzen konstruktiv ausgebildete Bereiche, in denen eine besonders hohe Biegung vorliegt und die dort mit DMS

appliziert sind. Im einfachsten Fall ist ein solcher Mechanismus eine einfache Membran auf die ein DMS mit drei überlagerten, jeweils um 45° gedrehten Messgittern appliziert wird (z.B. DMS des Typ RY 91 / 1,5-120 (HBM)). Die interessierenden, drei unbekannten Variablen zur Beschreibung des ebenen Dehnungszustandes lassen sich hierbei aus den drei Messsignalen bestimmen.

Die Verschaltung der Viertel- und Vollbrücken erfolgte ausnahmslos mit sogenannten Fühlerleitungen entsprechend den in Bild 3.14 gezeigten Spannungspfaden. Mit ihnen wird der durch Leitungsverluste verursachte Spannungsabfall über die Speiseleitungen gemessen. Eine Kompensation der Spannungsverluste kann dann durch eine entsprechende Spannungsüberhöhung am Verstärker erfolgen. Bei dem verwendeten MGC_+ Verstärkersystem der Firma HBM kamen die Messverstärkereinschübe ML 30 zur Anwendung. Hierbei handelt es sich um einen 600 Hz Trägerfrequenzverstärker mit einer relativen Unsicherheit von 0,0001. Das Funktionsprinzip wurde bereits in Kapitel 3. 5 vorgestellt und der Signalfluss in Bild 3.15 skizziert. Mittels der Anschlussplatten AP14 des MGC_+ Verstärkersystems kann die Speisespannung zwischen 1 V und 5 V gewählt werden. Bei einer Speisespannung von 1V ist eine maximale Signalspannung von 16 mV zulässig. Die Kombination von ML30 und AP14 ermöglicht eine Messung von Einzel-, Halb- und Vollbrückenschaltungen. Einzel- und Halbbrückenschaltungen werden dabei auf der Anschlussplatte mit den entsprechenden Widerstandswerten für DMS ($120\ \Omega$, $350\ \Omega$ und $700\ \Omega$) zu Vollbrücken ergänzt.

Bei der Entwicklung und Optimierung des Sensor-Adaptionsmodells wurden zu Beginn der Forschungen alle in diesem Kapitel erwähnten Untersuchungsmethoden angewandt. Die reine Zug/Druckbelastung mittels des Belastungsstabes in der 100-kN-K-NME erwies sich dabei als geeignetes und zeitlich schnell zu realisierendes Bewertungsverfahren. Zeigt eine Sensor-Ausführungsform bei dieser Untersuchung Schwächen, so sind diese entsprechend bei anderen Dehnungsrichtungen in den anderen Belastungskörpern festzustellen. Im Verlaufe der Messungen wurde deshalb bei der Vielzahl der verschiedenen Testmuster vorrangig die Kraft/Zugbelastung zur Untersuchung und Weiterentwicklung genutzt, wie die nachfolgenden Kapiteln näher erläutern.

Die Messergebnisse werden in den nachfolgenden Diagrammen jeweils auf die maximale Dehnung am Bohrungsrand bezogen. Diese Angabe bezieht sich auf den Höchstwert, der sich für die sinusförmige Funktion der tangentialen Dehnung beim Umlauf um den Bohrungsrand ergibt. Der angegebene Dehnungswert entspricht dabei den mittels experimenteller Untersuchung, analytischer Berechnung und numerischer Simulation bestimmten Dehnungen (Bild 4.5). Bei den Vergleichen zeigte sich das Ergebnis der analytischen Berechnung als generell um etwa 10% größer als der numerische und experimentell bestimmte Wert, die über mehrere Versuche gemittelt, gut übereinstimmen. Für die folgenden Angaben der maximalen Dehnung wird deshalb vorzugsweise der numerisch bestimmte Wert genannt. Er beträgt bei einem Rundstab mit 50 mm Durchmesser und einer 18 mm, 20 mm bzw. 24 mm starken Messbohrung 1,05 ‰, 1,2 ‰ bzw. 1,6 ‰ Dehnung bei 100 kN Last. Mit einer im Bereich der Bohrung verjüngten Variante wurde eine Dehnung bis 2,7 ‰ realisiert. Bei der Messung der

einzelnen Zwischenschritte wurden die Laststufen 0 kN, 5 kN, 10 kN, 20 kN,..., 90kN und 100 kN in der 100-kN-K-NME angewählt. Nachfolgende Angaben zu Messungen bei Torsionsbelastungen werden aufgrund der sehr inhomogenen und unterschiedlichen Dehnungsverteilung nicht auf die Dehnung am Bohrungsrand, sondern auf das Drehmoment bezogen.

Das Adaptionmodell beschreibt die mechanische Übertragung der zu messenden Dehnungen vom Messbohrungsrand über das Sensorgehäuse zu den Applikationsbereichen der DMS. Dabei sind verschiedene Konzepte zur Montage des Sensors in der Messbohrung möglich.

Kapitel 5

Entwicklung eines neuartigen Messkörpers zur Dehnungsmessung in kleinen Messbohrungen

Die Messunsicherheit und der Messbereich des Sensors werden vorrangig durch die konstruktive Auslegung des Sensorgehäuses beeinflusst. Für die Adaption des Sensors bieten sich verschiedene Prinzipien an. Sie werden nachfolgend umfassend untersucht und beurteilt.

Zunächst werden in den Kapiteln 5.1 bis 5.5 die grundsätzlichen Adaptionsformen vorgestellt. Die durchgeführten Versuche ergaben, dass sich lediglich verspannbare Sensoren eignen. Bei der Verspannung werden zwei gleichförmig konische Körper durch eine Vorspannkraft kraftschlüssig in der Bohrung fixiert.

Die Untersuchungen mit verspannbaren Sensoren zeigen - gestützt durch umfangreiche numerische Simulationen – Schwachpunkte, die durch die in Abschnitt 5.6 beschriebenen, konstruktiven Maßnahmen umgangen werden konnten.

Trotz umfangreicher Optimierungen der runden, verspannbaren Sensoren ist ihr erzielbarer Messbereich durch die Fließgrenze des Stahls und die Haftzahl zwischen Sensor und Messbohrung begrenzt. Durch das Konzept des in Abschnitt 5.7.2 vorgestellten vieleckigen Sensors konnte eine entscheidende Verbesserung erzielt werden. Der eckige Sensor wirkt gegenüber Dehnungen in Bohrungs-umfangsrichtung als Federkörper und berührt die Messbohrung nur über schmale, linienartige Kontakte. Neben einer Standardausführung zur Messung ebener Dehnungszustände in bautypischen Blechen wurden noch zwei Sonderausführungen zur Messung von Dehnungen in sehr tiefen Messbohrungen – z.B. in Brückenauflagern – oder zur Aufnahme räumlicher Dehnungszustände entwickelt.

Da es bei dem vieleckigen Sensor durch die Vorspannung und die von außen aufgeprägte Dehnung zu sehr hohen Spannungen im Sensormaterial kommt, musste ein hochfester Federstahl verwendet werden. Die notwendigen Anforderungen an die Zugfestigkeit wurden mit einem härtbaren Edelstahl erfüllt (Kapitel 5.8), für den eigens eine auf die geringe Sensorwandstärke angepasste Härtingsprozedur empirisch ermittelt wurde.

5.1 Grundsätzliche Verfahren für das Adaptionmodell

Das Adaptionmodell beschreibt die mechanische Übertragung der zu messenden Dehnungen vom Messbohrungsrand über das Sensorgehäuse zu den Applikationsbereichen der DMS. Dabei sind verschiedene Konzepte zur Montage des Sensors in der Messbohrung möglich.

Für die Messunsicherheit und den Messbereich des Sensors ist die konstruktive Auslegung des Adaptionmodells entscheidend. Die Messunsicherheit wird im Wesentlichen durch zwei grundsätzliche Effekte verursacht: Gleitvorgänge zwischen Sensor und Messbohrung bzw. zwischen verschiedenen Sensorbauteilen, sowie plastische, nichtlineare Verformungen an überbeanspruchten Bereichen.

Für die Sensoradaption stehen die nachfolgenden, in den anschließenden Unterkapiteln ausführlich beschriebenen, vier grundsätzlichen Verfahren zur Verfügung:

- Einpressung eines übermäßigen Sensorkörpers
- Verklebung des Sensors
- Verschraubung eines mit einem Gewinde versehenen Sensors
- Verspannung eines konisch geformten Sensorkörpers.

Das Adaptionmodell muss neben guten Messeigenschaften auch anderen Randbedingungen genügen. Es beeinflusst maßgeblich Art und Eigenschaften des Sensorgehäuses.

Vorrangig ist eine hohe Lebensdauer des Sensors für eine langjährige Überwachung des Bauwerks. Das Adaptionmodell sollte deshalb das Aufbringen verschiedenerer Abdichtungen auf den DMS ermöglichen. Eine weitestgehend metallische Dichtung sowie die Verfüllung des Sensors mit speziellen wasserinpermeablen Fetten ist wünschenswert.

Aus wirtschaftlichen Gründen muss der Sensor einfach und schnell zu montieren sein – ohne spezielle Kenntnisse oder Werkzeuge.

In der Industrie besteht außerdem ein Bedarf für Sonderanwendungen, wie beispielsweise zur Messung räumlicher Dehnungszustände oder zur Messung von Dehnungen und Spannungen in sehr tiefen Messbohrungen. Das Adaptionmodell sollte auch diesen Anforderungen durch abgeleitete Sonderbauformen genügen.

5.2 Einpressung von übermäßigen, zylindrischen Sensoren

Als mögliche Adaptionform bietet sich eine Sensorausführung an, bei der ein übermäßiger, runder Sensorkörper in die Messbohrung eingebracht wird. Für ein solches Adaptionmodell ergeben sich zwei Möglichkeiten, mit der der Sensorkörper in die Messbohrung verpresst wird: entweder durch eine über den Umfang gleichmäßige, elastische Stauchung einer zylindrischen Hülse oder durch Biegung eines geschlitzten, spannringartigen Rundkörpers. Beide Varianten werden im Folgenden als zylindrische Hülse bzw. Spannring bezeichnet.

Der Spannring besitzt den Vorteil, dass er erheblich geringere Genauigkeitsanforderungen an die Messbohrung stellt als eine zylindrische Hülse. Bei der Hülse überlagert sich zu der zu messenden Dehnungen eine Vorspannung, deren Verformung größer als die eigentliche Messgröße sein sollte, um einen Kraftschluss jederzeit zu gewährleisten. Da die in Baustählen zu messenden Dehnungen bis zu 2 ‰ betragen, muss die Vorspannung entsprechend hoch ausgelegt werden. Bei der Dimensionierung müssen auch die Toleranzen der Messbohrung berücksichtigt werden. Um zu gewährleisten, dass der Sensor auch bei der Verwendung hochfester Federstähle nicht durch plastische Verformungen beschädigt wird, sollte die Anpassung an den toleranzbehafteten Bohrungsumfang nicht mehr als 2 ‰ zusätzliche Dehnung verursachen. Für einen Sensor mit einem Durchmesser von 18 mm, wie er im Rahmen dieser Arbeit realisiert wurde, bedeutet dies eine Bohrungstoleranz von weniger als $\pm 0,02$ mm.

Die zylindrische Hülse ist gegenüber der spannringartigen Ausführung einfacher zu kapseln. Da sie keine Schlitzung aufweist, kann ein solcher Sensor an seinen Enden mit einer dünnen Metall-Membran verschweißt und mit einer sogenannten Glasdurchführung /65/ auch an den Anschlusskabeln hermetisch versiegelt werden. Spannringe lassen sich nicht entsprechend dichten. Sie ermöglichen nur eine Kunststoffkapselung ihrer DMS, für die, wie in den Messungen in Kapitel 8 gezeigt, im Vorfeld dieser Arbeit keine befriedigende Lösung existiert.

5.2.1 Ausführung als geschlitzter Spannring

Die geschlitzten Spannringe (Bild 5.1) wurden in verschiedenen Ausführungen untersucht. Dabei wurden Wandstärken und Materialien variiert. Typisch für diese Adaptionform ist eine hohe Vorspannung der DMS (für einen besseren Kraftschluss), die je nach Übermaß des Ringes einige Promille Dehnung betragen kann.

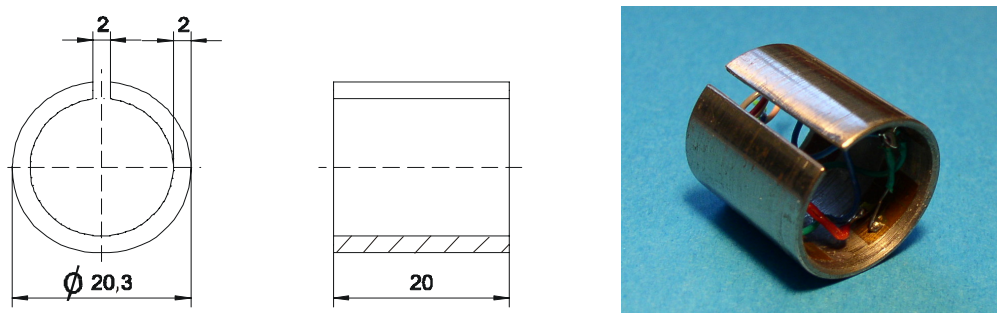


Bild 5.1: Zeichnung und Fotografie von Spannringensensoren

Die Vorspannung kann negative Auswirkungen auf die Messgenauigkeit der DMS durch nichtlineare Dehnungsvorgänge in Klebstoffen und Folienträger hervorrufen. Solche Effekte wurden durch Vergleichsmessungen festgestellt. Hierbei wurden die DMS sowohl vor als auch nach der Einspannung des Sensors in der Messbohrung appliziert. Ein Einfluss der Vorspannung bei umgerechnet 3 ‰ Dehnung ist innerhalb der typbedingten Messunsicherheit des Sensors nicht erkennbar (Bild 5.2).

Die Messergebnisse in Bild 5.2 stellen für Spannringaufnehmer die günstigsten Untersuchungsergebnisse dar. Verwendet wurde dabei eine D22S-Stahllegierung mit 1 mm Wandstärke. Aluminium, das zusätzlich auch in einer Dural-Legierung untersucht wurde, erwies sich für Spannringaufnehmer als völlig ungeeignet.

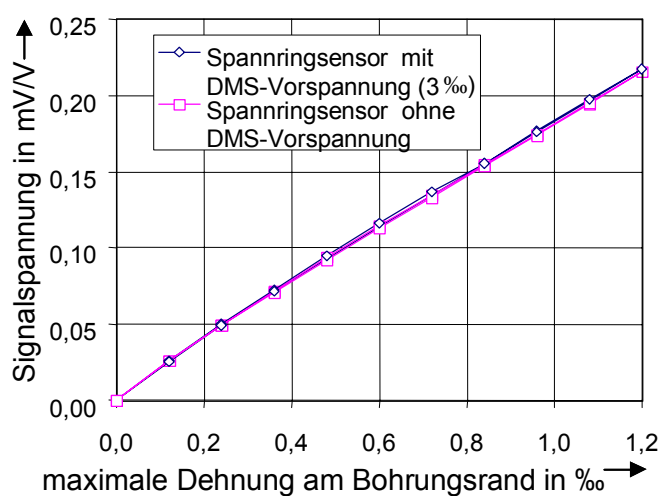


Bild 5.2: Untersuchung des Spannringensors bei einachsigen Dehnungszuständen

Die Dehnungen in Bild 5.2 wurden mit einer Vollbrückenschaltung aufgenommen, bei der die DMS-Paare an den Stellen der Spannungsmaxima und -minima (um 90° verdreht) appliziert wurden. Der Spannringensor weist eine vergleichsweise sehr geringe Hysterese auf, die im Bereich weniger Promille liegt. Das Messsignal ist jedoch nichtlinear. Die Signalsteigung flacht schwach mit zunehmender Dehnung ab. Die Maximalwerte sind bei Reproduzierbarkeitssmessungen schlecht zu wiederholen, die relative

Streuung liegt im Bereich einiger Prozent. Die dem Messsignal entsprechenden Dehnungen im Sensorinneren sind erheblich kleiner als die Dehnungen am Rand der Messbohrung, sie werden etwa um den Faktor 6,5 verringert. Dies lässt auf Gleitvorgänge zwischen Sensor und Messbohrung schließen. Ein solches Verhalten wurde durch eine Torsionbelastung des mit dem Sensor bestückten Belastungsstabes bestätigt. Das Messsignal war dabei unabhängig von der Drehrichtung. Der Spannring gleitet in der Messbohrung und misst die lastbedingte Veränderung des Bohrungsquerschnittes, was weitere Versuche zeigten, bei denen der Sensor in der Bohrung gedreht wurde. Obwohl sich die DMS nun an anderen Positionen befanden, wurden die Messwerte davon nur geringfügig beeinflusst. Der Sensor misst also immer nur die gesamte Querschnittsänderung.

Die mit dem Spannringaufnehmer erzielbaren Ergebnisse ermöglichen nicht die Messung eines mehrachsigen Dehnungszustandes. Der Gleitvorgang ist nur bedingt reproduzierbar und unterliegt äußeren Einflüssen. Das Konzept der Spannringensoren wurde deshalb verworfen.

5.2.2 Ausführung als gestauchter Hohlkörper

Als zweite Variante von übermäßigen, einzupressenden Sensoren wurden zylindrische Hohlkörper aus verschiedenen Materialien untersucht. Da sich diese durch Stauchung über dem gesamten Umfang und nicht - wie die Spannringe zuvor - durch Biegung einpassen, ist eine deutlich geringere Bohrungstoleranz notwendig. In Versuchen konnte ermittelt werden, dass mit zunehmendem Übermaß der Presspassung bis zum Auftreten plastischer Verformungen ein angenähert linear ansteigender möglicher Messbereich erzielt wird. Entsprechend wurde auch in anderen Forschungsvorhaben versucht, die Anpresskraft des Sensors durch verschiedene Maßnahmen und Ausführungsformen zu erhöhen /27 – 29/. Ein übermäßiger Ring zur Aufnahme einer Dehnungskomponente wird auch als Industrieprodukt der Firma Ramsey Engineering angeboten /66/. Dieser Dehnungsaufnehmer mit der Produktbezeichnung „PF-Sensor“ wird mit einem Durchmesser von 19,2 mm in eine 19 mm große Bohrung verpresst. Dabei wird in /66/ explizit vor einem Verkanten beim Einpressvorgang gewarnt. Der Sensor ist mit einer Rändelung versehen, die eine Verbesserung der Haftreibung ergeben soll. Der vom Hersteller angegebene Messbereich bis 100 N/mm^2 ist für die Bauwerksüberwachung nicht ausreichend. Diese Angabe wird auch nur für den Druckbereich genannt, bei dem durch eine lastbedingte Verringerung des Bohrungsquerschnitts die Vorspannung erhöht wird.

In eigenen Versuchen wurden ähnliche Stahlringsensoren mit verschiedenen Übermaßen untersucht. Einige Ausführungsformen wurden mit einer Stahlmembran versehen. Prinzipiell zeigt sich, dass dünnwandige Sensoren bessere Messeigenschaften aufweisen als stärkere Ausführungen oder Aufnehmer mit Membran. Die Wandstärke des Sensors ist allerdings nur bis auf ein Verhältnis zum Durchmesser von 2 % zu reduzieren. Unterhalb dieses Wertes weist Stahl ein ausgeprägtes Beulverhalten auf. Um den Sensor dennoch elastischer zu gestalten, wurde Aluminium als Gehäusematerial verwendet. Der Sensor kann sich so mit geringeren Kräften den elastischen Verformungen der Messbohrung anpassen. Die beste Ausführungsform der entwickelten Presspassungssensoren zeigt Bild 5.3.

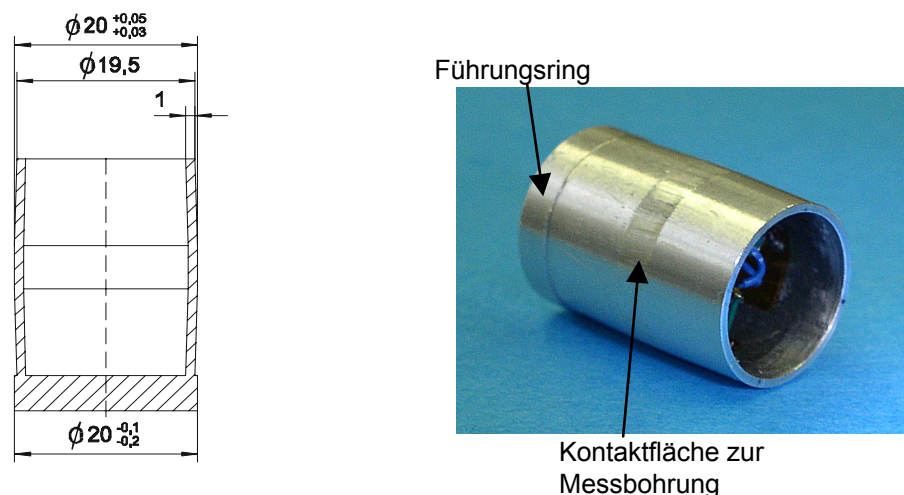


Bild 5.3: Optimierte Ausführungsform des einpressbaren Dehnungsaufnehmers

Sensor und Messbohrung haben nur in dem Bereich der innenseitig mit DMS bestückten Flächen Kontakt. Das Übermaß ist so gewählt, dass es zu einer leichten plastischen Verformung des Gehäuses kommt, um eine maximale Anpresskraft zu garantieren. Die bei dem erwähnten PF-Sensor auftretende Problematik des Verkantens wird durch einen Führungsring an der Spitze des Sensorkörpers verhindert. Dieser exakt mit dem Nennwert des Bohrungsdurchmessers gefertigte Führungsring verhindert eine Schiefstellung insbesondere beim Einsetzen des Sensors.

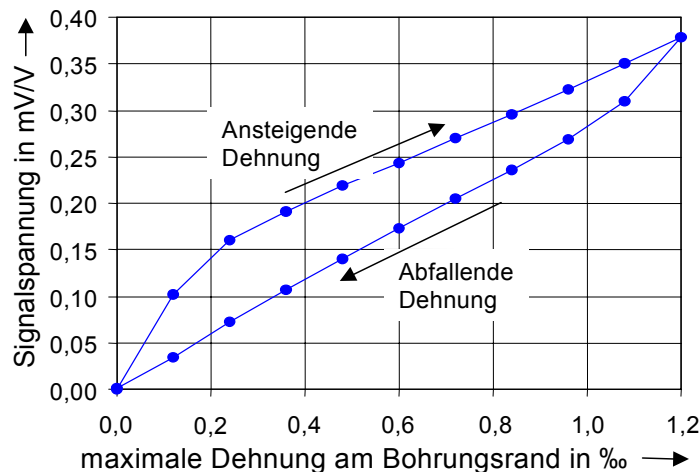


Bild 5.4: Bestes Versuchsergebniss mit eingepressten Sensoren

Die in Bild 5.4 gezeigten Messergebnisse können auch mit der optimierten Ausführungsform nicht befriedigen. Die Empfindlichkeit fällt bei Dehnungen über 0,1 ‰ stark ab. Ursache sind auch hier offensichtlich Gleitvorgänge zwischen dem Sensorgehäuse und der Messbohrung. Um diese Gleitvorgänge zu unterbinden, wurden spezielle Haftpasten erprobt. Sie bestehen in der Regel aus einem Gemisch aus Fett und Quarzmehl. Untersucht wurde auch der Einfluss

verschiedener Korngrößen des Quarzmehles. Partikelgrößen von 12 µm (Quarzmehl) bis 12 nm (synthetisch erzeugtes Aerosil der Degussa AG) wurden dabei untersucht. Die Messeigenschaften wurden durch diese Haftpasten allerdings verschlechtert. Die Ein- bzw. Ausbaukräfte hingegen erhöhten sich deutlich. Vermutlich sind Mikrobewegungen zwischen einzelnen Körnern und den Metalloberflächen von Sensor und Bohrung Ursache für die schlechteren Messeigenschaften.

Da eine erhöhte Einpresskraft bzw. Vorspannung eine Verbesserung des Messsignals in den Untersuchungen zeigte, wurde versucht, die Vorspannung durch thermische Dehnungseffekte zu erhöhen. Dazu wurden die Sensoren gekühlt und die Messbohrung erhitzt. Die Kühlung des Sensors kann aber nur in einem gewissen Umfang geschehen, da die bei Kälte versprödhenden Kunststoffe der DMS-Technik durch thermische Spannungen geschädigt werden. Die Hersteller aus dem Bereich der DMS-Technik geben als tiefste nutzbare Temperatur -50 °C an. Eigene Versuche mit flüssigem Stickstoff gekühlten Sensoren führten zum Teil zu einer Ablösung der DMS. Entsprechend wurden die Sensoren nur auf -30 °C gekühlt, die Messbohrung bzw. der Belastungsstab dagegen auf ca. 100 °C erwärmt. Die thermische Presspassung ergab aber keine Verbesserung gegenüber den in Bild 5.4 gezeigten Messwerten der nur mechanisch eingepressten Sensoren.

Das Konzept der einpressbaren Sensoren wurde somit verworfen. Die mit ihnen erzielbaren Ergebnisse entsprechen nicht ansatzweise den geforderten Messeigenschaften.

5.3 Einklebung von zylindrischen Sensoren

Als weiteres Adaptionmodell wurden einzuklebende Sensorkörper untersucht. Ihre Form entspricht dabei grundsätzlich den eingepressten Sensoren. Die Übertragung der zu messenden Dehnungen erfolgt jedoch nicht durch einen Kraftschluss, sondern durch eine chemische Verbindung zwischen Sensor und Messbohrung. Der Vorteil dieser Adaptionsform gegenüber den eingepressten Sensoren ist die einfachere Montage, da der Klebstoff im gewissen Maß die Bohrungstoleranz überbrücken kann. Nach dem Einbringen einer Messbohrung mit einem einfachen Aufsetzbohrer werden Sensor und Bohrung mit dem Klebstoff bestrichen und der Sensor eingesetzt. Damit wäre ein solcher Sensor wie gewünscht schnell zu montieren.

Die experimentell untersuchten Sensoren wurden, wie in Bild 5.5 gezeigt, vorrangig als einfache Aluminiumringe aufgebaut. Teilweise wurden dabei auch Sensoren mit einer versteifenden Membran versehen.

Die Messgenauigkeit der Sensoren hängt wesentlich von der mechanischen Qualität der Klebeschicht ab. Kunststoffe bzw. Klebstoffe weisen häufig stark nichtlineare, über die Dicke der Klebeschicht inhomogene elastische Eigenschaften auf. Für einen Großteil der Klebstoffe kann deshalb kein Elastizitätsmodul angegeben werden [67].

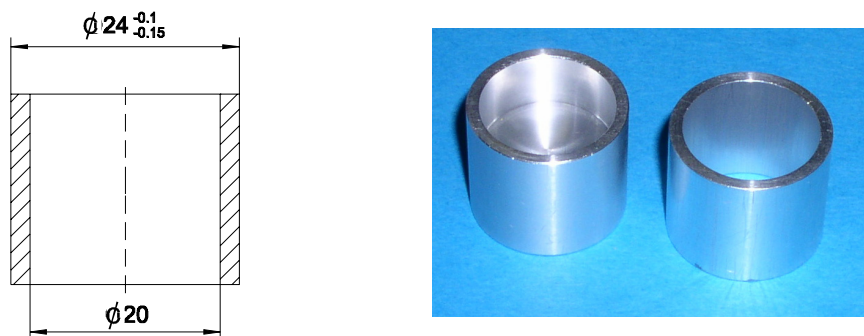


Bild 5.5: Einklebbare Sensoren in Form einfacher Aluminiumringe

Die möglichen negativen Auswirkungen des Kriechverhaltens verschiedener Klebstoffe wurden schon in Kapitel 3.4.5 beschrieben. Eine gegenüber der DMS-Klebung deutlich stärkere Klebeschicht würde eine erhebliche Verstärkung dieser unerwünschten Eigenschaft verursachen.

5.3.1 Epoxidharze als bestmöglicher Klebstoff

Bei der Auswahl und Untersuchung geeigneter Stoffe kamen deshalb insbesondere Epoxidharze zum Einsatz. Sie zeigten sich in den experimentellen Versuchen gegenüber allen anderen Klebstoffen im Vorteil. Auch wird für sie seitens der Hersteller im Gegensatz zu anderen Klebstoffen ein Elastizitätsmodul angegeben. Epoxidharze bilden durch eine Redoxreaktion mit vielen Stoffen, insbesondere Metallen, eine feste chemische Bindung. Sie sind

hochgradig stabil gegen chemische Einflüsse. Die homogene Netzstruktur ergibt ein besseres linearelastisches Verhalten als bei Elastomeren oder Plastomeren, die schon bei geringen Dehnungen plastische Verformungen zeigen. In den Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wurden Produkte der Firma Ciba als Epoxidharzklebstoffe verwendet. Die besten Messergebnisse wurden mit dem Epoxidharz CY 184 erzielt. Aufgrund seiner chemischen Struktur erscheint es für das geforderte linearelastische Verhalten sehr geeignet.

Die Härtingsreaktion von CY 184 ist in dem nachfolgenden Bild 5.6 als Strukturformel dargestellt. Der cycloaliphatische Glycidester (Harz CY 184) bildet mit den Hexahydrophthal-säureanhydrid-Molekülen (Härter HHPSA) ein homogenes kristallartiges Gitter. Dabei verbinden sich die Carboxylgruppen mit einem Kohlenstoffatom der Epoxidgruppen unter Aufspaltung der Oxiranstruktur des Sauerstoffs, dass danach als Bindeglied zwischen den Molekülen fungiert. Die so entstehenden Molekülgruppierungen sind chemisch sehr stabil und damit für eine dauerhafte Nutzung als Klebstoff in der Bauwerksüberwachung geeignet.

Die Klebstoffschichten haben generell einen wesentlich geringeren Elastizitätsmodul als der Metallkörper des Sensors. Der Elastizitätsmodul von Epoxidharz beträgt bis zu 10000 N/mm^2 (Stahl 207000 N/mm^2). Der verbindende Klebstoff ist erheblich weicher als das umgebende Metall. Dadurch wird ein Teil der zu messenden Dehnungen von dem Kunststoff absorbiert. Um diesen Effekt gering zu halten, wurde für den Sensorkörper Aluminium aufgrund seines verglichen zu Stahl geringen Elastizitätsmoduls gewählt. Gleichzeitig wurden einige Sensoren zusätzlich mit einer Presspassung gefertigt, um die Klebeschicht so dünn wie möglich zu halten.

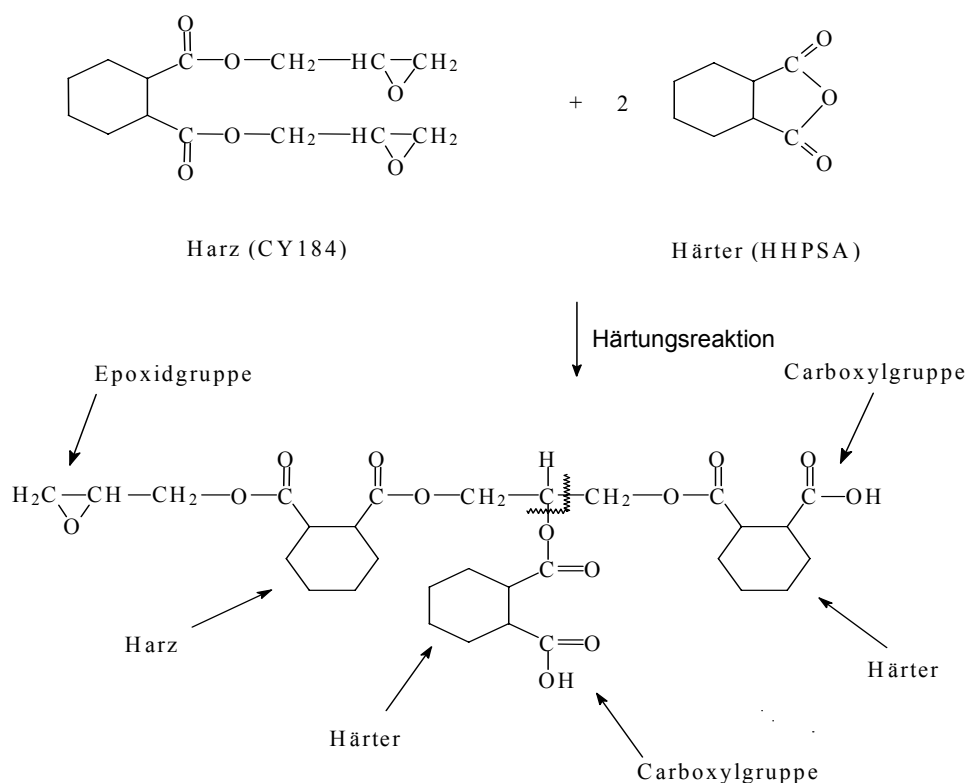


Bild 5.6: Härtingsreaktion von Epoxidharzen, hier cycloaliphatische Glycidester (Ciba-Produkt CY 184) mit Hexahydrophthal-säureanhydrid

Verwendet man für den Sensorkörper Aluminium, so kommt es frühzeitig zu einem Ablösen des Klebstoffes insbesondere unter Einfluss von Feuchtigkeit. Das an der Metalloberfläche mit dem Umgebungssauerstoff ausgebildete Aluminiumoxid ist chemisch zu stabil, um eine Redoxreaktion mit dem Harz zu ermöglichen. Die beim Kleben entstehende Bindung basiert nur auf van-der-Waals Kräfte, die empfindlich gegenüber Feuchtigkeit ist. Aufgrund der Elektronegativitätsunterschiede von Wasserstoff und Sauerstoff ist Wasser stark polar. Es ist für die Aluminiumoxidoberfläche ein stärkerer polarer Partner als das Epoxidharz und löst

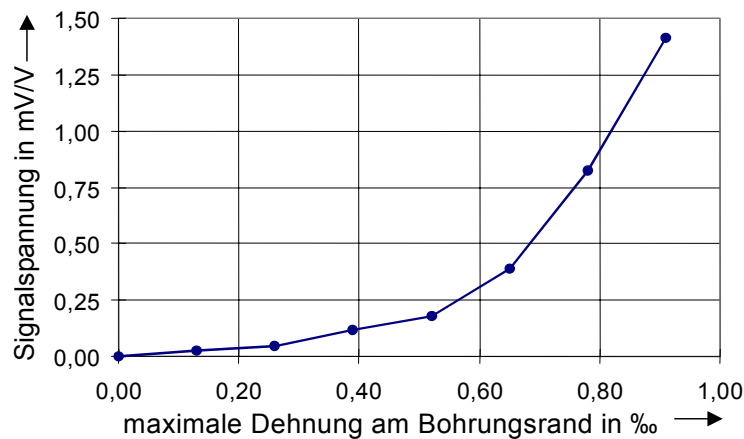


Bild 5.7: Bestes Versuchsergebnis mit eingeklebten Sensoren

dieses ab. Um eine chemisch stabile Verbindung zu erzeugen, wurden die einzuklebenden Aluminiumringe deshalb gesandstrahlt und so die chemisch stabile Oxidschicht entfernt. Unmittelbar danach wurden sie mit Epoxisilan beschichtet. Die Silangruppe geht mit dem Aluminium eine stabile Bindung ein und bietet dem Harz eine Epoxidgruppe, mit der über ein Härtermolekül die Reaktion mit

der Harzmatrix erfolgt. Die Untersuchung unter solchen optimalen chemischen Voraussetzungen erfolgte nach negativen Ergebnissen bei ersten Versuchen mit herkömmlichen DMS-Klebstoffen. Zur grundsätzlichen Klärung der möglichen Eignung verklebter Sensoren wurden Testproben erstellt, die unter Berücksichtigung aller in diesem Kapitel genannten Problemstellungen eine optimale Ausführungsform darstellen. Dünnwandige Aluminiumringe mit zusätzlicher Presspassung wurden mittels eines cycloaliphatischen Glycidesterharzes verklebt. Die damit erzielten Ergebnisse können trotz der optimalen Randbedingungen nicht befriedigen. Die in Bild 5.7 gezeigte Sensorcharakteristik ist stark nichtlinear. Sie zeigt mit steigender Last am Prüfkörper einen stark progressiven Signalverlauf, ist aber bei sofortiger Entlastung nahezu hysteresefrei, wie die überlagerten, hin- und rücklaufenden Kurven in Bild 5.7 zeigen. Die von den Herstellern angegebenen Werte für den Elastizitätsmodul beziehen sich nach eigenen Versuchen mit Epoxidharzbiegestäben (Bild 5.8) nur auf hohe Dehnungsbereiche. Epoxidharze erlauben gegenüber Metallen wesentlich größere Dehnungen, die bis zu einem Prozent betragen können. Vermutlich kommt es bei sehr kleinen Dehnungen zuerst zu einer dem Lastfluss entsprechenden optimalen Ausrichtung einzelner Molekülketten in der grobmaschigen Netzstruktur der Harzmatrix. Danach steigt der mechanische Widerstand an. Mit den Biegestäben ließ sich ähnlich der in Bild 5.7 aufgetragenen Sensorcharakteristik ein mit der Dehnung progressiv zunehmendes Elastizitätsmodul feststellen.

Bei der Untersuchung des geklebten Sensors zeigte sich als weitere negative Eigenschaft ein Krieeffekt im Bereich einiger Prozent. Andere Klebstoffe wie Acrylate oder verschiedene andere Epoxidharze ergaben noch schlechtere Ergebnisse. Teilweise lösten sich

Klebstoffbereiche ab und das gemessene Signal stand in keinem Zusammenhang mit der in den Belastungskörper eingeleiteten Kraft

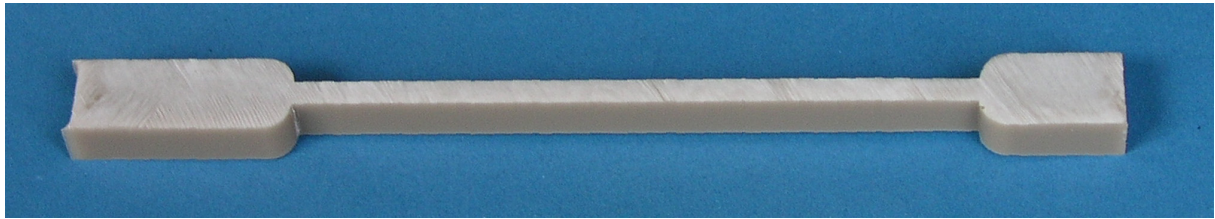


Bild 5.8: Biegestab zur Untersuchung der mechanischen Eigenschaften von Epoxidharzen

Die Ergebnisse zeigen, dass Klebstoffe durch ihr geringes Elastizitätsmodul, ihre Empfindlichkeit gegenüber Feuchtigkeit und ihrem nichtlinearen elastischen Verhalten ungeeignet sind, Dehnungen auf einen Metallkörper zu übertragen, der für Präzisionsdehnungsmessungen in der Bauwerksüberwachung genutzt werden soll. Die notwendige Reinheit der Kontaktflächen beim Kleben ist unter den dort vorherrschenden Umgebungsbedingungen nur schwer zu erreichen und nicht mit der Zielsetzung einer einfachen und schnellen Montage zu realisieren.

Verklebte Sensoren sind auch prinzipbedingt nicht zerstörungsfrei zu demontieren. Damit kann eine Kalibrierung vor der Montage in einem dafür vorgesehenen Belastungskörper mit exakt definierten Dehnungszuständen nicht erfolgen. Bei direkt applizierten DMS beträgt die relative Standard-Messunsicherheit in der Spannungsanalyse mindestens 1 % /43/. Solch ein geringer Wert ist bei der Montage in dem kleinen Sensorgehäuse aufgrund der schwierigen Applikation nicht erreichbar. Dieser Sensor wäre damit nur zur unquantifizierten Beobachtung von Änderungen verwendbar.

Absolut ungenügende Messeigenschaften selbst bei den beschriebenen Idealverhältnissen und die prinzipiellen Einschränkungen bezüglich Montage und Kalibrierung waren der Anlass, von weiteren Forschungen mit eingeklebten Sensoren abzusehen.

5.4 Verschraubung von Sensoren

Als dritte Adaptionform wurden Sensoren untersucht, die über ein Gewinde in die Messbohrung eingeschraubt werden. Sie lassen sich wie eine herkömmliche Schraube gegen einen Schraubenkopf kontern. Damit ist die Ausrichtung der DMS im Inneren des Sensors von dem Gewindeschnitt im Bauwerk abhängig, so dass eine exakt definierte Winkelerorientierung um die Bohrungsachse in der Praxis nicht zu realisieren ist. Aus diesem Grund wurden verschraubbare Sensoren untersucht, die mittels einer Kontermutter verspannt wurden. Bild 5.9 zeigt entsprechende Sensoren.

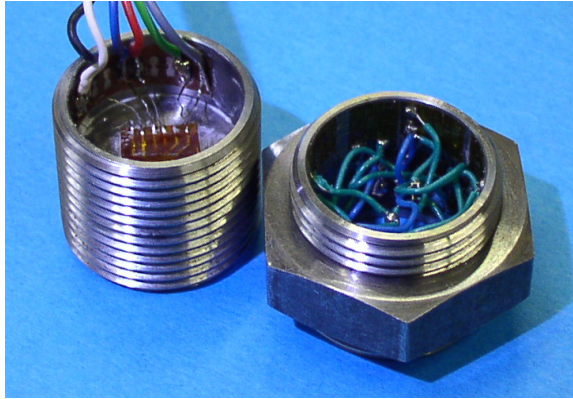


Bild 5.9: Einschraubbare Sensoren, links mit Membran, rechts als komplett durchbohrte Ausführung mit Kontermutter

Auch bei der Ausführung als Schraubkörper mit separater Kontermutter ist der Aufwand für die Montage hoch. Die Bohrung muss exakt senkrecht eingebracht werden. Andernfalls liegt die Kontermutter nicht gleichmäßig an. Die Spannkraft, die die Gewindeflanken aneinanderpressen, wären dann nur auf ein Kreissegment begrenzt. Zur Lösung dieses Problems können geringfügige Winkelabweichungen durch eine Ausführung mit kugelförmiger Kontermutter und kugelschalenförmiger Unterlegscheibe ausgeglichen werden.

Die mit den verschiedenen, eingeschraubten Sensoren erzielten Messunsicherheiten sind

geringer als die der eingepressten oder verklebten Sensoren. Die Messungen belegen dennoch ein Hystereseverhalten in der Größenordnung einiger Prozent. Die Qualität der Dehnungsübertragung vom Bohrungsrand zu den DMS hängt maßgeblich von der Eintauchtiefe des eingeschraubten Sensorkörpers ab. Infolge der Längsdehnung des Sensors findet die Kraftübertragung nur in den vorderen Gewindegängen statt. Wird ein ringförmiger, also komplett durchbohrter Sensorkörper so eingebaut, dass sich die DMS um mehr als fünf Gewindegänge innerhalb der Bohrung befinden, so ist mangels Vorspannung keine Dehnungsänderung am Bohrungsrand mehr festzustellen.

Das bestmögliche Messverhalten (Bild 5.10) wurde mit einem Sensor entsprechend Bild 5.9 (ohne Membran) erzielt. Der Sensor wurde dabei so montiert, dass die Messgitter im Bereich der ersten drei Gewindegänge positioniert waren. Bei den dabei beaufschlagten Dehnungen zeigte sich ein für die Bauwerksüberwachung noch tolerierbares Hystereseverhalten. Der nutzbare Messbereich verhält sich nahezu proportional zum Anzugsmoment der Kontermutter. Sie wurde deshalb mit dem maximal zulässigen Anzugsmoment verspannt [68/].

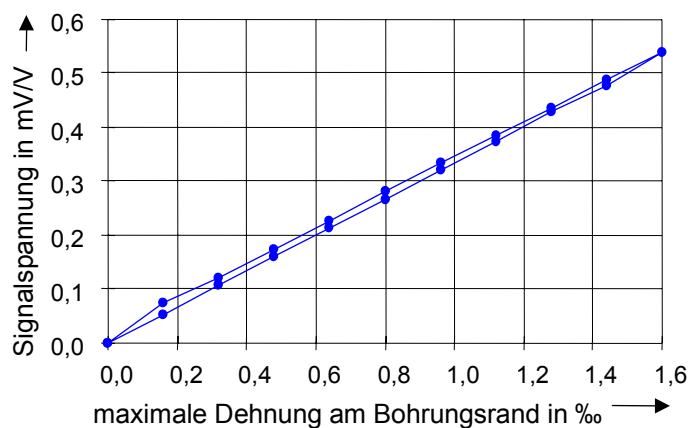


Bild 5.10: Bestes Messergebnis mit einem in eine Gewindebohrung eingeschraubten Sensor

Zusätzliche Versuche mit Haftpasten ergaben anstatt einer Verbesserung eine deutliche Verschlechterung des Verhaltens. Die in den Pasten enthaltenen Haftkörper, häufig Quarzmehlkörner, haben offensichtlich einen negativen Einfluss auf die Mikroreibung zwischen den Metallen.

Die Messergebnisse der eingeschraubten Sensoren bei der reinen Zugbelastung erreichen noch befrie-

digende Werte. Bei einem Messbereich bis 1,6 ‰ Dehnung beträgt die auf den Endwert bezogene Hysterese weniger als 3 ‰.

Erheblich schlechtere Ergebniswerte zeigen alle getesteten verschraubbaren Sensoren bei einer Drehmomentbelastung des Belastungsstabes. Eine daraus resultierende Torsion in der Messebene orthogonal zur Bohrungsachse führt zu erheblichen Dehnungen in Bohrungsrichtung. Bild 5.11 zeigt als Beispiel zwei FEM-Simulationen einer 20 mm Messbohrung, bei denen die axialen Dehnungen parallel zur Bohrungsachse bei einer 100-kN-Druck- bzw. 1-kN·m-Drehmomentbelastung verglichen werden.

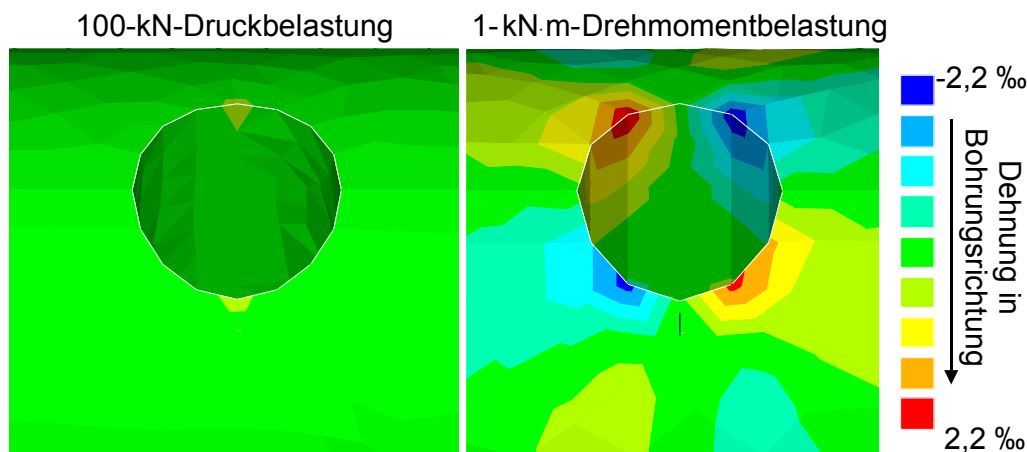


Bild 5.11: Vergleich der Dehnung in Bohrungsrichtung bei einer Druck- bzw. Drehmomentbeaufschlagung des Belastungskörpers

Die axiale Dehnungskomponente ist bei der Drehmomentbelastung erheblich größer und erreicht in der Simulation Spitzenwerte bis 2,2 ‰ Dehnung. In axialer Richtung angeordnete DMS ergeben bei einer Vollbrückenschaltung Signalwerte von 1,05 mV/V, was etwa 2 ‰ Dehnung entspricht. Durch diese axiale Dehnung kommt es in einigen Kreissegmenten zu einer Vergrößerung der Gewindesteigung. Dies führt zu einem erheblichen Abfall der Vorspannung und lässt hohe Messabweichungen durch Gleitvorgänge erwarten.

Werden die DMS radial im zylindrischen Sensorinnenraum ausgerichtet, wie es für die Messung von ebenen Dehnungszuständen orthogonal zur Bohrungsachse optimal wäre, fallen die Messsignale deutlich kleiner als bei einer axialen Orientierung aus. Bild 5.12 zeigt die mit einem geschraubten Sensor erzielte Signalcharakteristik. Er wurde bezüglich seiner Winkellorientierung so montiert, dass sich mit einer Vollbrückenschaltung maximale Messsignale ergeben, die DMS also in den Bereichen der Spannungsmaxima von Bild 5.11 liegen. Auch unter Berücksichtigung der Rückwirkung des Sensorkörpers auf die Spannungszustände am Bohrungsrand sollte die Signalspannung den nicht deutlich unterhalb der theoretisch zu messenden ca. 2 mV/V liegen.

Die Ordinate in Bild 5.12 ist nicht wie bei der Zug/Druck-Belastung auf den maximalen Wert der tangentialen Dehnungsverteilung bezogen. Die maximale Dehnung ist bei einer Zug- oder Druckbelastung angenähert homogen entlang der Bohrungsachse (Bild 4.3). Wie Bild 4.4 und

Bild 5.11 zeigen, ist dies bei einer Torsion des Belastungsstabes nicht der Fall. Das Gewinde erzeugt zusätzlich hohe Gradienten im Dehnungsfeld. Daher ist es für die Darstellung in Bild 5.12 sinnvoller, die Messergebnisse über dem Drehmoment anstatt über der maximalen Dehnung am Bohrungsrand aufzutragen.

Das Signalverhalten verschraubbarer Sensoren zeigt neben einer geringen Signalamplitude vor

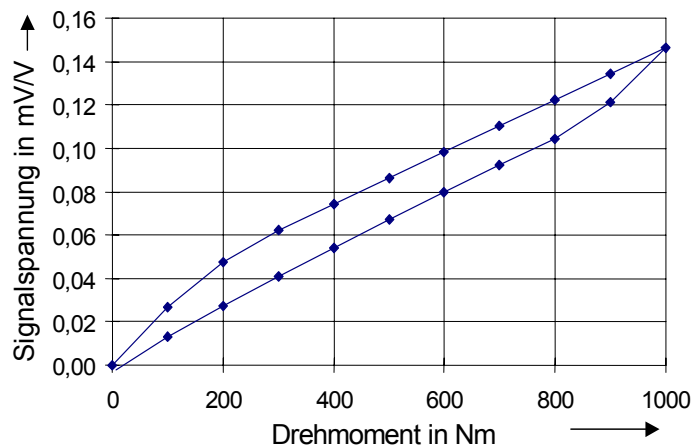


Bild 5.12: Torsionsbelastung des Belastungsstabes mit verschraubtem Sensor

allem eine starke Hysterese. Ursache sind - wie bereits erwähnt - offensichtlich Gleitvorgänge an den Gewindeflanken durch die in einigen Bereichen reduzierte Vorspannung. Die Messergebnisse können damit nicht befriedigen, da auch bei der Messung ebener Dehnungszustände eine Torsion des Baukörpers nicht auszuschließen ist, was zu erheblichen Messunsicherheiten bei der Verwendung geschraubter Sensoren führen würde.

Weitere Nachteile sprechen gegen dieses Adaptionsmodell. Die für die Messungen (Bild 5.10, Bild 5.12) genutzte Anzugskraft ergab sichtbare Plastifizierungen an den Gewindeflanken. Da es sich bei dem Material des Versuchsstabes um eine hochfeste Legierung (DIN-Werkstoffnummer 1.4542) handelte, würde das gleiche Anzugsmoment ein Gewinde in herkömmlichem Baustahl zerstören. Eine Vergrößerung des Gewindes führt zu höheren Messunsicherheiten, eine Verkleinerung der Gewindestärke ermöglicht zu geringe Anzugsmomente.

Um die dargestellten, noch ausreichenden Messeigenschaften verschraubter Sensoren zu realisieren, bedarf es eines erheblichen Aufwandes bei der Herstellung des Gewindes im Messobjekt. Nach dem Einbringen der Präzisionsbohrung muss das Gewinde sehr sorgfältig geschnitten werden. Dabei ist unbedingt auf saubere, glatte Gewindeflanken zu achten. Der dabei benötigte Aufwand entspricht aber nicht der Forderung nach einer einfachen und schnellen Montage.

5.4.1 Kombination der Adaptionsmodelle Verspannung und Verschraubung

Die zuvor genannten Nachteile der geschraubten Sensoren können umgangen werden, indem die Adaptionsprinzipien der Verschraubung (Kapitel 5.4) und der Verspannung (Kapitel 5.5) kombiniert werden. Ähnlich den verspannten Sensoren werden die zwei in Bild 5.13 gezeigten, gleichermaßen konisch geformten Körper ineinander verspannt.

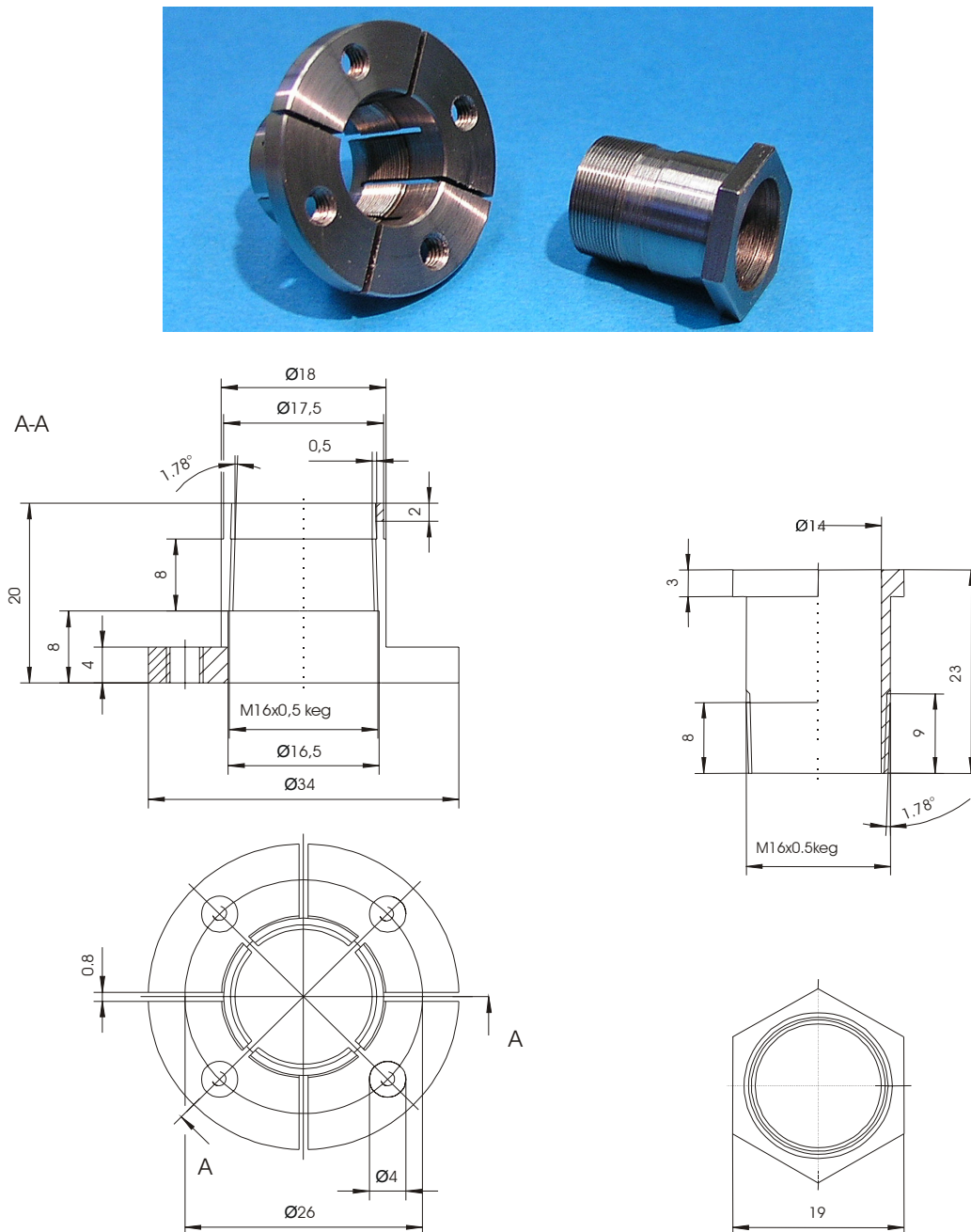


Bild 5.13: Fotografie und Zeichnung des kombiniert verschraub/verspannbaren Sensors

Im Unterschied zu den verspannten Sensoren wird die Zugkraft aber nicht durch äußere Spannschrauben aufgebracht. Die konischen Kontaktflächen zwischen dem Außen- und Innenteil sind mit einem Feingewinde versehen. Das Außenteil ist abwechselnd von der Vorder- und Hinterseite geschlitzt. Es ist dadurch sehr flexibel und wird durch das konische Innenteil in die Bohrung eingepresst. Damit werden an die Toleranzen der Messbohrung deutlich geringere Anforderungen gestellt, da mit der in Bild 5.13 gezeigten Ausführungsform Toleranzen von $\pm 0,2$ mm überbrückt werden können. Eine derartige Maßhaltigkeit kann mit einem herkömmlichen Aufsetzbohrer erreicht werden, die Bohrung muss nicht ausgerieben werden. Durch das Kegelgewinde verspannen sich die Gewindeflanken nicht nur axial sondern auch radial ineinander.

Das kombinierte Prinzip aus Verschraubung und Verspannung unterscheidet sich von den anderen Sensoren bei der Montage. Durch das Feingewinde führen geringste Bohrungstoleranzen zu einer erheblichen Drehung des Innenteils. Die spätere Winkelposition des Innenteils kann deshalb vor der Montage nicht exakt festgelegt werden. In der praktischen Anwendung muss die Winkellorientierung nach der Montage gemessen werden und als entsprechende Verdrehung in der Übertragungsmatrix bei der Signalauswertung berücksichtigt werden.

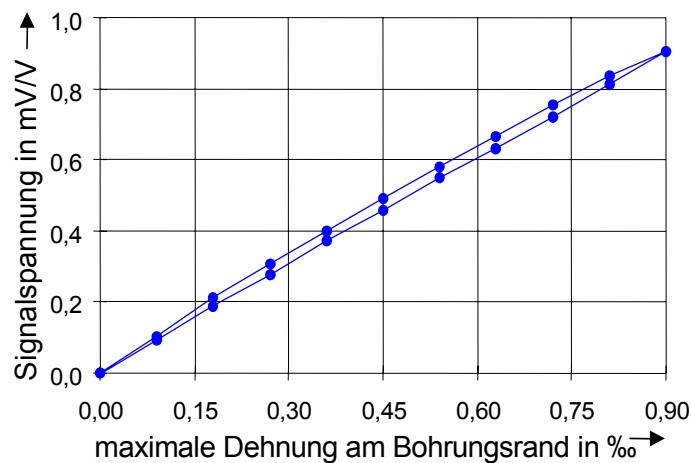


Bild 5.14: Kennlinie des kombinierten Aufnehmers bei Zugbelastung

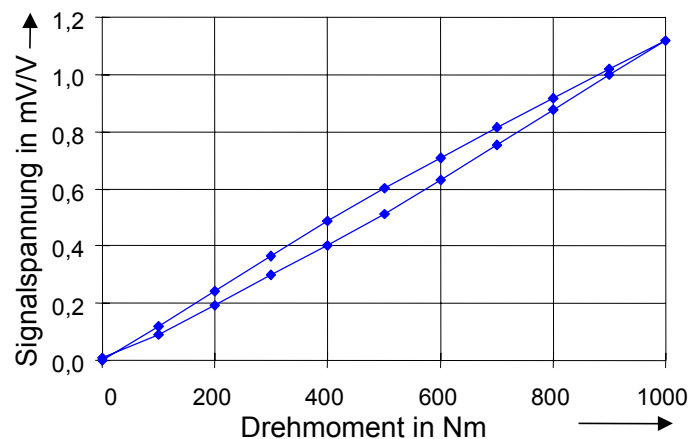


Bild 5.15: Kennlinie des kombinierten Aufnehmers bei Drehmomentbelastung

Die Kennlinie eines derartigen Sensors (Bild 5.14) zeigt bei der reinen Zugkraftbelastung keine signifikanten Verbesserungen gegenüber den verschraubbaren oder verspannbaren Sensoren mit vergleichbarem Aufbau.

Die Kennlinie bei einer Drehmomentbelastung (Bild 5.15) weist dagegen eine deutliche Verbesserung gegenüber den zuvor beschriebenen schraubbaren Sensoren auf (Bild 5.12). Da sich das Feingewinde der konisch geformten Sensorteile in axialer und radialer Richtung ineinander verspannt, sind Gleitvorgänge und damit verbundene Messunsicherheiten im Bereich der Gewinde theoretisch ausgeschlossen, auch wenn eine axiale Dehnung die Vorspannung reduziert. Diese idealen Zustände lassen sich aufgrund von Fertigungstoleranzen nicht erreichen. Die Messeigenschaften sind daher schlechter

als bei verspannbaren Sensoren, deren glatte Oberfläche besser und genauer zu fertigen ist.

Auch bei diesen Sensoren wurden Haftpasten zur Verbesserung der Messeigenschaften erprobt. Wie zuvor (Kapitel 5.2 und 5.4), konnten auch hier keine Verbesserungen erzielt werden.

Das Konzept der Verschraubung wurde wegen der im Vergleich zu den verspannbaren Sensoren (Kapitel 5.5) deutlich schlechteren Messeigenschaften verworfen.

5.5 Sensoradaption durch Verspannung

Bei den verspannbaren Sensoren werden konisch geformte Körper genutzt, die sich durch eine mittels verschiedener Möglichkeiten erzeugten Anzugskraft in der Messbohrung gegeneinander verspannen. Dabei gibt es zwei prinzipielle Ausführungen. Entweder wird ein konischer Körper in eine konische Bohrung verpresst oder es wird eine Paarung aus zwei gleichartig konisch geformten Körper in einer zylindrischen Bohrung verspannt. Die erstgenannte Bauform benötigt eine hohe Maßhaltigkeit der konischen Messbohrung, die nur mit auf einer Baustelle nicht einsetzbaren Spezialwerkzeugen zu erzielen ist. Sie ist somit für die Bauwerksüberwachung nicht geeignet.

Aus diesem Grund wurde die zweiteilige Ausführungsform umfassend untersucht, deren prinzipieller Aufbau in Bild 5.16 gezeigt ist. Das gelb dargestellte Innenteil wird durch die Anzugsschrauben in das rot dargestellte Außenteil gepresst und weitet dieses so auf, dass es sich in der zylindrischen Bohrung verspannt. Das Außenteil wird dabei durch beidseitig eingebrachte Einschnitte von Ober- und Unterseite als spreizbares Federelement ausgeführt, um größere Bohrungstoleranzen ausgleichen zu können. Der in Bild 5.16 dargestellte Konuswinkel α sollte unter $4,3^\circ$ liegen, um bei einer Stahl-Stahl-Paarung des Sensormaterials eine Selbsthemmung zu gewährleisten.

Nach einer Vielzahl von verschiedenen, in den nachfolgenden Abschnitten beschriebenen Entwicklungsschritten konnten mit verspannbaren Sensoren sehr gute Messeigenschaften erzielt werden. Insbesondere eine im Querschnitt achteckige Ausführung des Aussenteils mit einem ebenfalls achteckigen, als Federelement wirkenden Innenteil (Bild 5.16, rechts) ergab die sehr guten, nachfolgend in Kapitel 10 angegebenen Messunsicherheiten. Dort ist in Tabelle 10.2 und 10.3 ein Unsicherheitsbudget nach GUM /52/ aufgeführt. Bild 5.17 zeigt ein Foto der Sensorbauteile in ihrer endgültigen Ausführungsform und den hierfür speziell gefertigten Mehrfachgitter-DMS. Die guten Messeigenschaften der verspannbaren, in ihrem Umfang eckigen Sensoren ermöglichten als einzige der untersuchten Adaptionskonzepte die Messung von Alterungsschäden an Ersatzbauwerken (Kapitel 9). Mit ihnen ließen sich schon

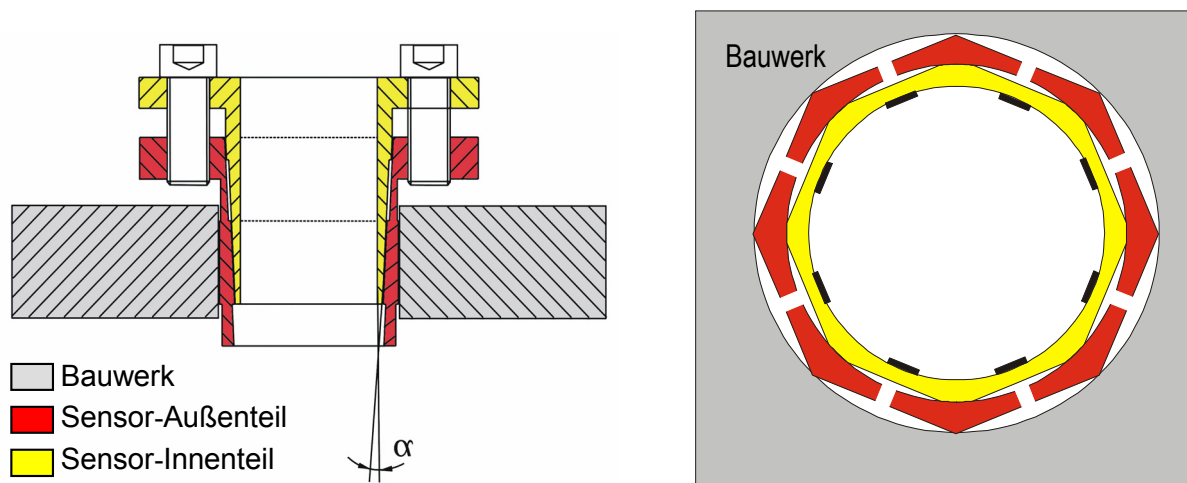


Bild 5.16: Schnittbild eines in einer Messbohrung montierten verspannbaren Sensors, links Seitenschnitt, rechts Querschnitt eines achteckigen, verspannbaren Sensors

Anfangsrisse an Stahlbauwerken in ihrem Frühstadium erkennen. Die Herleitung der einzelnen konstruktiven Details des in Bild 5.17 bis 5.18 dargestellten bzw. spezifizierten Sensors wird nachfolgend in den Kapiteln 5.6 und 5.7 erläutert.

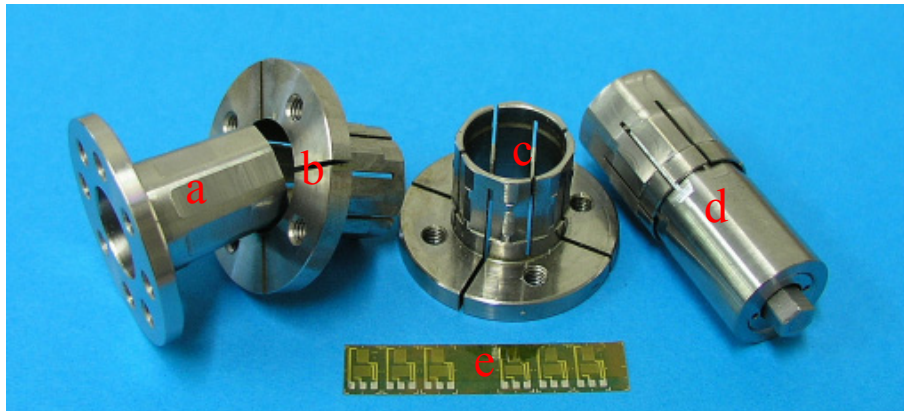


Bild 5.17: Verspannbare Sensoren, Innen- (a) und Außenteil (b,c) mit außenliegenden Zugschrauben, daneben innenverspannbare Ausführung (d) zur Montage in tiefen Messbohrungen, für beide Sensoren entwickelter Mehrfachgitter-DMS (e)

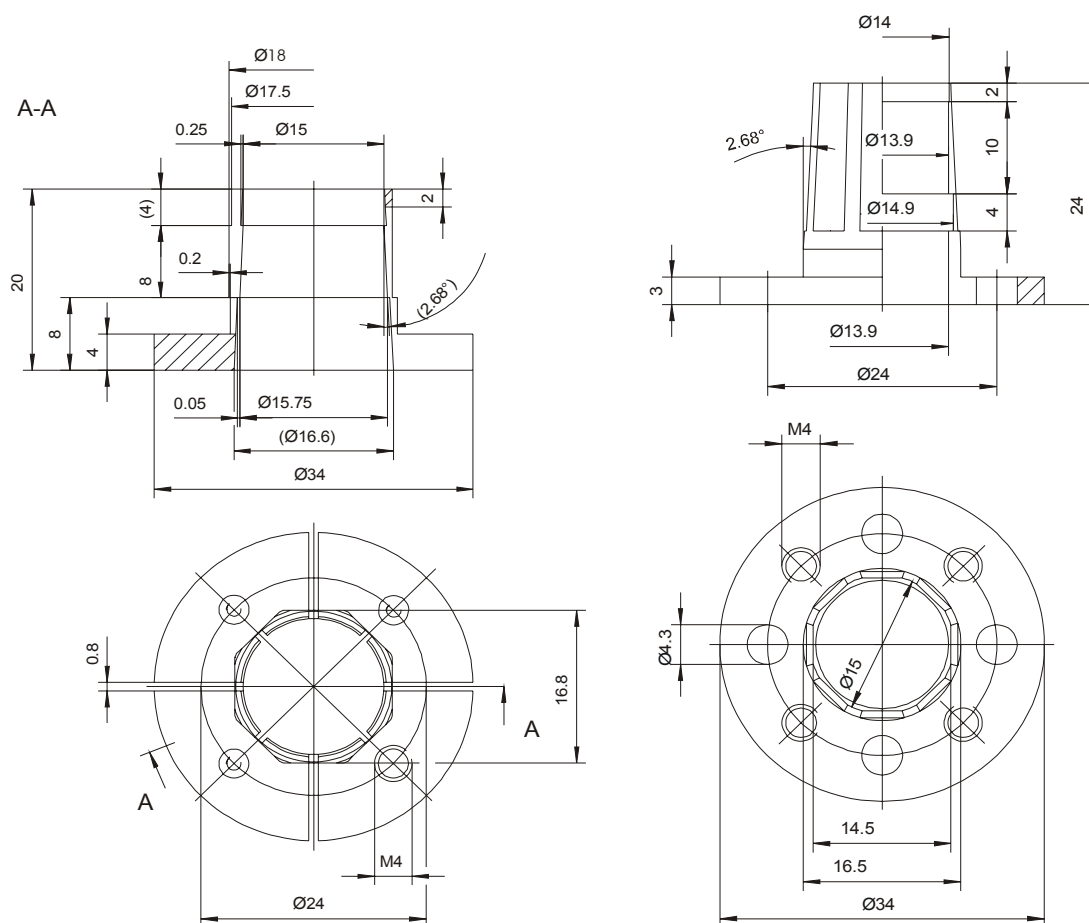


Bild 5.18: Technische Zeichnung von Außen- und Innenteil des Sensors in seiner endgültigen Ausführungsform

5.6 Konstruktive Maßnahmen zur Ausweitung des nutzbaren Messbereichs bei runden, verspannbaren Sensoren

5.6.1 Allgemeiner Aufbau runder, verspannbarer Sensoren

Von den in Kapitel 5.2 bis 5.5 vorgestellten Adaptionsmodellen ist der verspannbare Sensor am besten geeignet, die an einen Dehnungsaufnehmer für die Bauwerksüberwachung gestellten Anforderungen zu erfüllen. Das Konzept eines verspannbaren Sensors wurde in verschiedenen Entwicklungsschritten optimiert und führte schließlich zu den in Kapitel 10 aufgeführten Messeigenschaften.

Zur besseren Übersicht und zum leichten Verständnis der in diesem Kapitel behandelten graphischen Darstellungen von FEM-Ergebnissen sind konstruktive Details des zweiteiligen Sensors, bestehend aus Innenteil (IT) und Außenteil (AT), in Bild 5.19 erläutert. Die verschiedenen, im Text behandelten Innen- und Außenteile werden mit fortlaufenden Nummern gekennzeichnet, z.B. IT3 oder AT2. Das in Bild 5.19 dargestellte Designbeispiel zeigt einen Sensor mit beidseitig geschlitztem Außenteil.

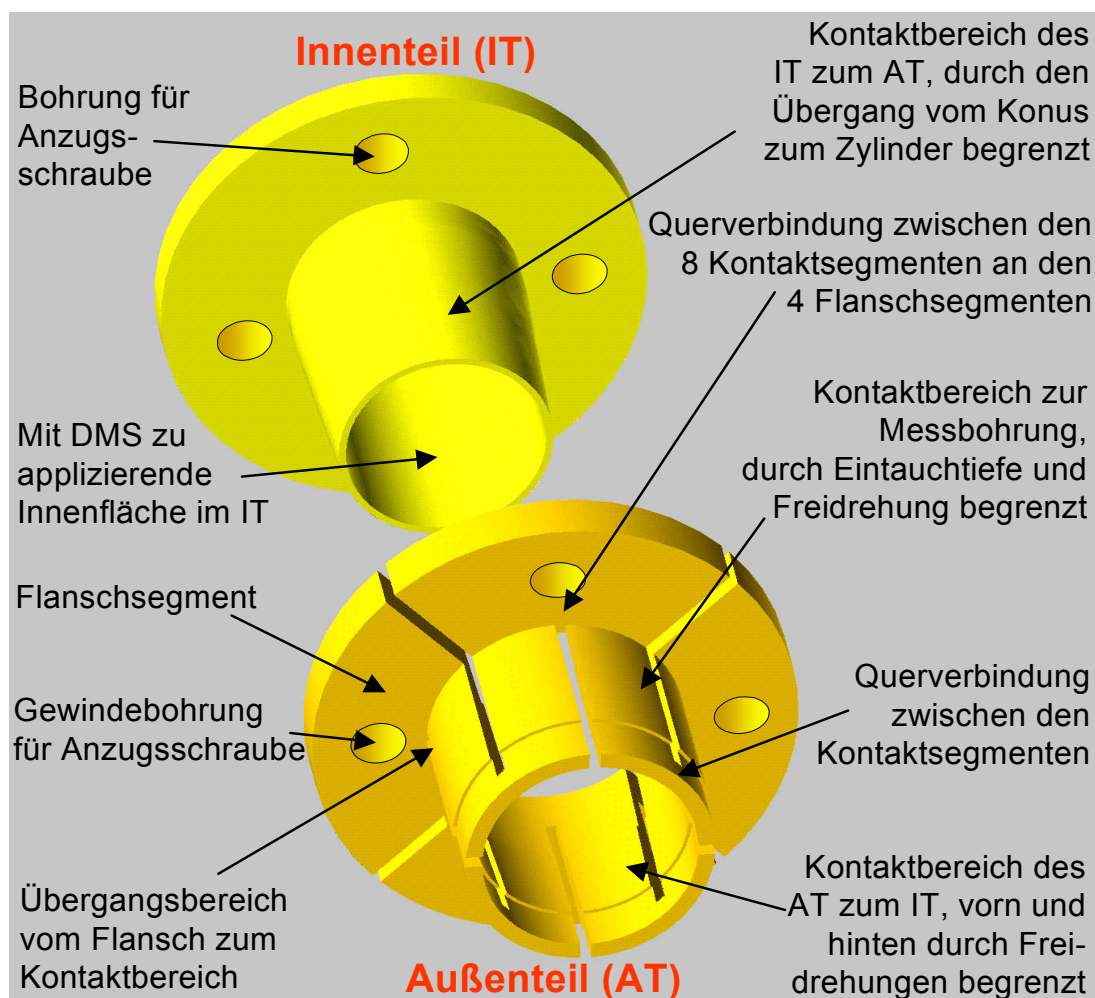


Bild 5.19: Skizze eines zweiteiligen, verspannbaren Sensors

Zur Darstellung der nachfolgenden FEM-Simulationsergebnisse wird der Sensor im Allgemeinen im Schnittbild gezeigt. Dabei werden auch die hinter der Schnittebene liegenden, unverdeckten Oberflächen gleichartig dargestellt wie z.B. Innenoberflächen der Innenteile. Die an ihnen erkennbare Oberflächendehnung ist dabei die Messgröße der die Dehnung aufnehmenden DMS.

Zu Beginn der experimentellen Untersuchungen wurden für den Sensor und die Messbohrung ein vergleichsweise großer Durchmesser von 24 mm gewählt, um bei produktionstechnisch gegebenen absoluten Fertigungstoleranzen möglichst geringe relative Abweichungen der Spannkoren von Innen- und Außenteil zu ermöglichen.

5.6.2 Konstruktive Verbesserungen an dem flanschartigen Bereich des Sensors

Der erste verspannbare Testsensor wurde mittels vier Anzugsschrauben in den Flanschsegmenten (vgl. Bild 5.19) verspannt. Um eine elastische, toleranzbedingte Anpassung des Außenteils zwischen Innenteil und Messbohrung zu ermöglichen, wurde das AT1 mit einer vierfachen Schlitzung versehen, die sich von der Unterseite bis zum Flanschring für die Anzugsschrauben erstreckt (Bild 5.21). Bei der Montage werden die vier Kontaktsegmente durch das eingepresste IT1 in den Messbohrungsumfang gedrückt. Die daraus resultierende Aufweitung des AT1 muss durch eine Biegung im Übergangsbereich zum starren Flansch ausgeglichen werden. Die Messergebnisse dieser Sensorausführung erbrachten nur über einen geringen Messbereich eine ausreichende Messgenauigkeit. Bild 5.24 zeigt die normierte Empfindlichkeit des Aufnehmers als Funktion der maximalen Dehnung am Bohrungsrand im Vergleich zu nachfolgenden Sensordesigns. Die normierte Empfindlichkeit beschreibt hierbei das Verhältnis zwischen der dehnungsabhängigen Signalsteigung im Vergleich zu der mittleren Signalsteigung zwischen 0 und 10 % der maximalen Dehnung. Weicht dieses Verhältnis von eins ab, so ist von einem hysteresebehafteten Gleitvorgang an den Kontaktflächen auszugehen. Mit dem verspannbaren Sensor der ersten Ausführungsform AT1/IT1 ließen sich nur geringe Dehnungen bis 0,2 ‰ ohne relevante Hysterese messen.

Es wurden verschiedene, nachfolgend beschriebene Optimierungen an der Ausführung AT1/IT1 durchgeführt, die eine Ausweitung des nutzbaren Messbereichs zum Ziel hatten. Analytische Überlegungen und FEM-Simulationen ergaben, dass beim AT1 der Übergangsbereich zwischen dem Flansch zur Einleitung der Spannkkräfte und dem Kontaktbereich zu steif ist, um keine Rückwirkung auf die Kontaktflächen auszuüben. Toleranzen der Messbohrung verursachen eine Biegung in dem Übergangsbereich zwischen den 4 Segment-

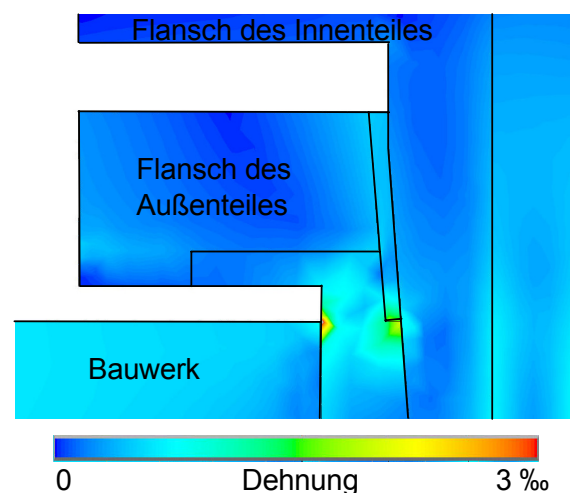


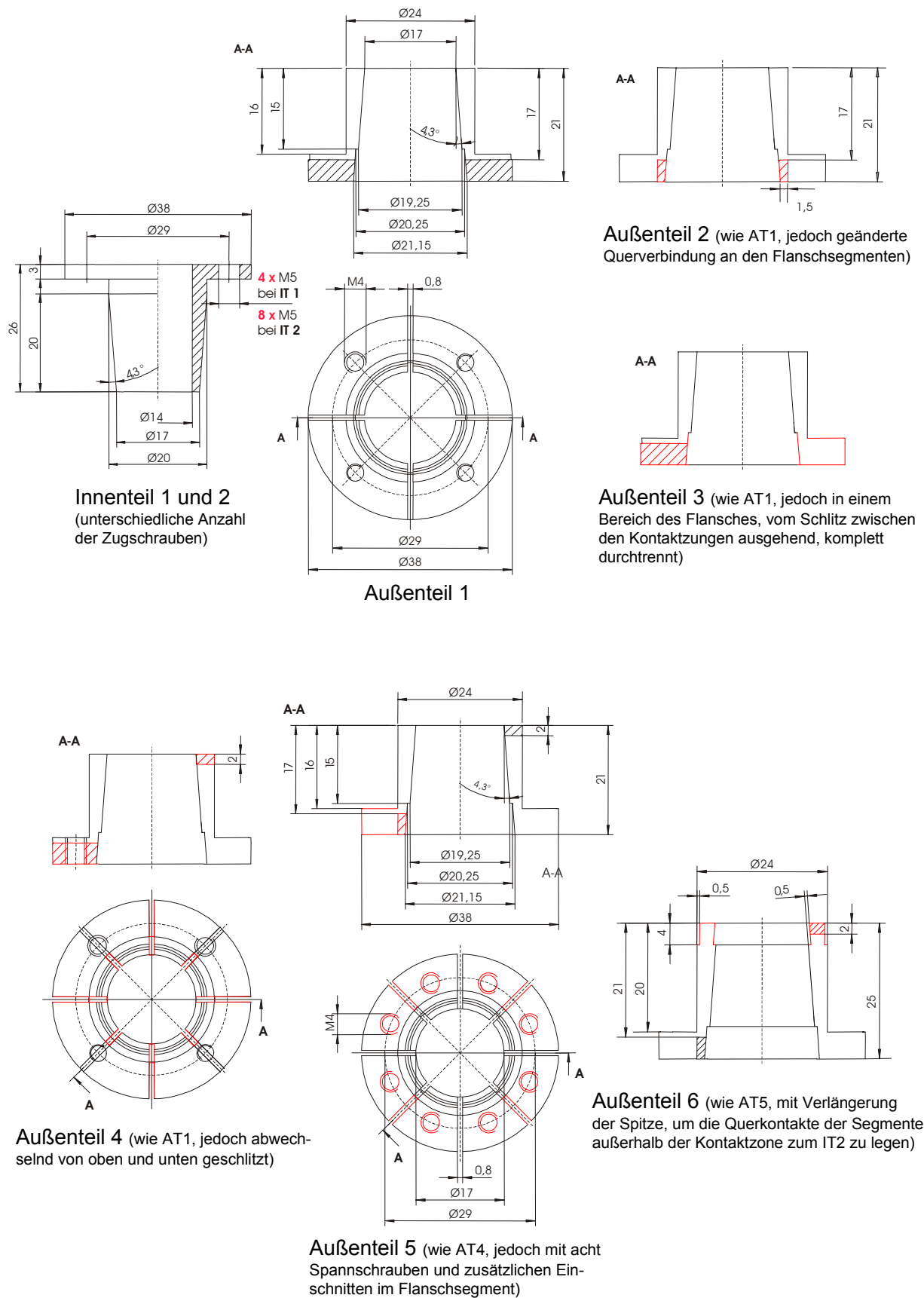
Bild 5.20: FEM-Simulation der von Mises Dehnung im Übergangsbereich von Sensor, Flansch und Messsegmenten

stücken in der Bohrung und dem Flansch. Aufgrund der hohen Steifigkeit des Flansches werden beim Ausgleich von fertigungstechnischen Toleranzen hohe Dehnungen hervorgerufen. Bild 5.20 verdeutlicht dies anhand der gelb-orange gekennzeichneten Dehnungsüberhöhung im Kontaktbereich zwischen Sensor und flanschseitigem Ende der Messbohrung, wie sie von einer äußeren, ebenen Spannung hervorgerufen wird. Sie führt zu einem frühzeitigen Losbrechen der kraftschlüssig verbundenen Kontaktflächen. Um den Messbereich des Sensors zu erhöhen, müssen konsequent überhöhte Dehnungen im Kontaktbereich vermieden werden.

Um die dargestellte Problematik zu lösen, müssen der Flansch oder der Übergangsbereich zum messtechnisch relevanten Bereich der Kontaktflächen von Innenteil und Außenteil und Messbohrung in ihrer Steifigkeit geschwächt werden. Bild 5.20 zeigt, dass insbesondere im Flanschbereich des Außenteiles noch erhebliche Dehnungen vorherrschen, die von der Messgröße hervorgerufen werden.

Zur Reduzierung von mechanischen Rückwirkungen des Flansches auf die Messgröße wurden zwei Möglichkeiten untersucht. Für die erste Lösung wurde beim AT2 (Bild 5.21) - ähnlich der Viertelung der Kontaktflächen zur Messbohrung - der Flansch von den Seiten eingeschnitten bis nur noch kleine Verbindungsstege übrigblieben. Kommt es durch Toleranzen der Messbohrung zu einer Aufweitung des Außenteils, so können als Folge der Ausgleichsdehnungen die einzelnen Segmente des Flansches jetzt auch gegeneinander tordiert werden. Damit ist nur noch eine einfache Biegung des Bereiches zwischen Kontaktflächen und Flansch notwendig - im Gegensatz zu der doppelten, s-förmigen Biegung beim steifen Flansch des ersten Außenteils. Als zweite Lösung zur Verringerung der Rückwirkung des Flansches auf die Kontaktfläche bei einer Aufweitung infolge von Bohrungstoleranzen wurde das AT3 (Bild 5.21) an einer Stelle komplett durchtrennt. Beide Ausführungsformen erbrachten eine messtechnische Verbesserung gegenüber dem AT1, was die Messergebnisse in Bild 5.42 belegen. Entsprechendes ergaben auch Untersuchungen mit anderen Lastkomponenten, die mit den in Kapitel 4.1 skizzierten Vorrichtungen durchgeführt wurden.

Die mit den Außenteilen AT2 und AT3 erzielten Verbesserungen bestätigen die Überlegung, dass der Flanschbereich des Außenteiles in den bisherigen Ausführungen eine Rückwirkung auf die Messergebnisse hat. Da beide Außenteile durch eine jeweils andere Methode eine Verbesserung erbracht haben, wurden diese in dem AT4 kombiniert. Dazu wurde das Außenteil abwechselnd von oben und unten eingeschlitzt (Bild 5.21). Die einzelnen Segmente lassen sich über die verbleibenden dünnen Stege wie bei einem Federelement aufweiten. Der zuvor steife Flanschring ist vierfach durchtrennt. Die Flanschsegmente sind wie beim AT2 gegeneinander tordierbar und das Außenteil kann sich wie das komplett durchtrennte AT3 einfach dem fertigungstoleranzbehafteten Bohrungsdurchmesser anpassen. Die messtechnische Untersuchung des AT4 erbrachte eine signifikante Ausweitung des nutzbaren Messbereichs bis etwa 0,8 ‰ (Bild 5.24, AT4/IT1).



Mit dem AT4 wurden auch Untersuchungen mit verschiedenen Bohrungsdurchmessern zur Bestimmung des zulässigen Toleranzbereiches der Messbohrung durchgeführt. Wie erwartet, erlaubt der sich federartig aufweitende Körper hohe Fertigungstoleranzen. Sie werden begrenzt durch das Aneinanderstoßen der Flanschsegmente von Außen- und Innenteil bzw. einem Heraustreten der im Innenteil applizierten DMS aus dem Kontaktbereich zwischen Sensor und Messbohrung. Die Bohrung kann somit um $\pm 0,2$ mm variieren. Zusätzlich wurden Versuche zur Auswirkung verschiedener Anzugsmomente der Verspannschrauben durchgeführt. Die dafür verwendeten M4-Schrauben dürfen mit einem Moment von 4 N·m angezogen werden. Der nutzbare Messbereich verbessert sich dabei angenähert linear mit steigendem Anzugsmoment. Um die Anzugskraft zu erhöhen, wurde bei dem nächsten Außenteil der Flanschbereich in 8 Segmente unterteilt und mit acht statt vier Anzugsschrauben versehen. So wird eine weitere Schwächung der Flanschsegments erwirkt und die mögliche Anzugskraft verdoppelt. Mit dem AT5 wurde ein neues Innenteil (IT2) mit acht Gewindebohrungen für die höhere Anzahl der Spannschrauben notwendig. Die Messeigenschaften von AT5/IT2 zeigten - wie erwartet - einen gegenüber den vorherigen Ausführungsformen größeren Messbereich.

5.6.3 Konstruktive Verbesserungen an der Sensorspitze

Beim AT6/IT2 wurden die Querverbindungen zwischen den Kontaktsegmenten des Außenteils durch eine Verlängerung desselben außerhalb des Kontaktbereiches zum Innenteil und zur Messbohrung gelegt. Die Auswirkungen des verlängerten Außenteils auf die Dehnungsverteilung im Sensor veranschaulicht Bild 5.22.

Die FEM-Abbildungen visualisieren sogenannte von-Mises-Dehnungen, die eine wirkungsäquivalente Summierung der einzelnen räumlichen Dehnungskomponenten entsprechend eines einachsigen Spannungszustandes darstellen. Für die hier durchgeführte Untersuchung von lokalen, richtungsunabhängigen Dehnungsmaxima ist diese Darstellungsart vorteilhaft. Da an der Oberfläche eines Körpers nur ebene Dehnungszustände vorherrschen und die Dehnungen im besonders interessierenden Bereich der Sensorinnenbohrung nahezu exakt tangential ausgerichtet sind, stellen die dargestellten von-Mises-Dehnungen dort eine gute Näherung für die auf die DMS übertragenen Verformungen dar.

Die Schlitze im Außenteil haben einen erheblichen Einfluss auf das Dehnungsfeld im Bereich des Sensors und somit auch auf die Messeigenschaften. Unter der Annahme, dass innerhalb des Messbereichs keine nennenswerten Gleitvorgänge im Sensor auftreten, kann der Dehnungsverlauf im Sensor und im umgebenden Bauwerk mittels einer durchbohrten Platte beschrieben werden. Die Schlitze des Außenteils wirken jedoch als Störung, was zu einer partiellen Spannungserhöhung im Innenteil neben den Schlitzen führt (vgl. Bild 5.22, links unten). Dieses Verhalten ist ein prinzipieller Nachteil des Konzeptes der verspannbaren Sensoren. Es ist bei den ersten Sensoren (AT1 bis AT6) infolge der großen Wandstärke besonders ausgeprägt. In einer weiteren Ausführungsform (AT7) wird deshalb die Wandstärke auf ein notwendiges Minimum reduziert.

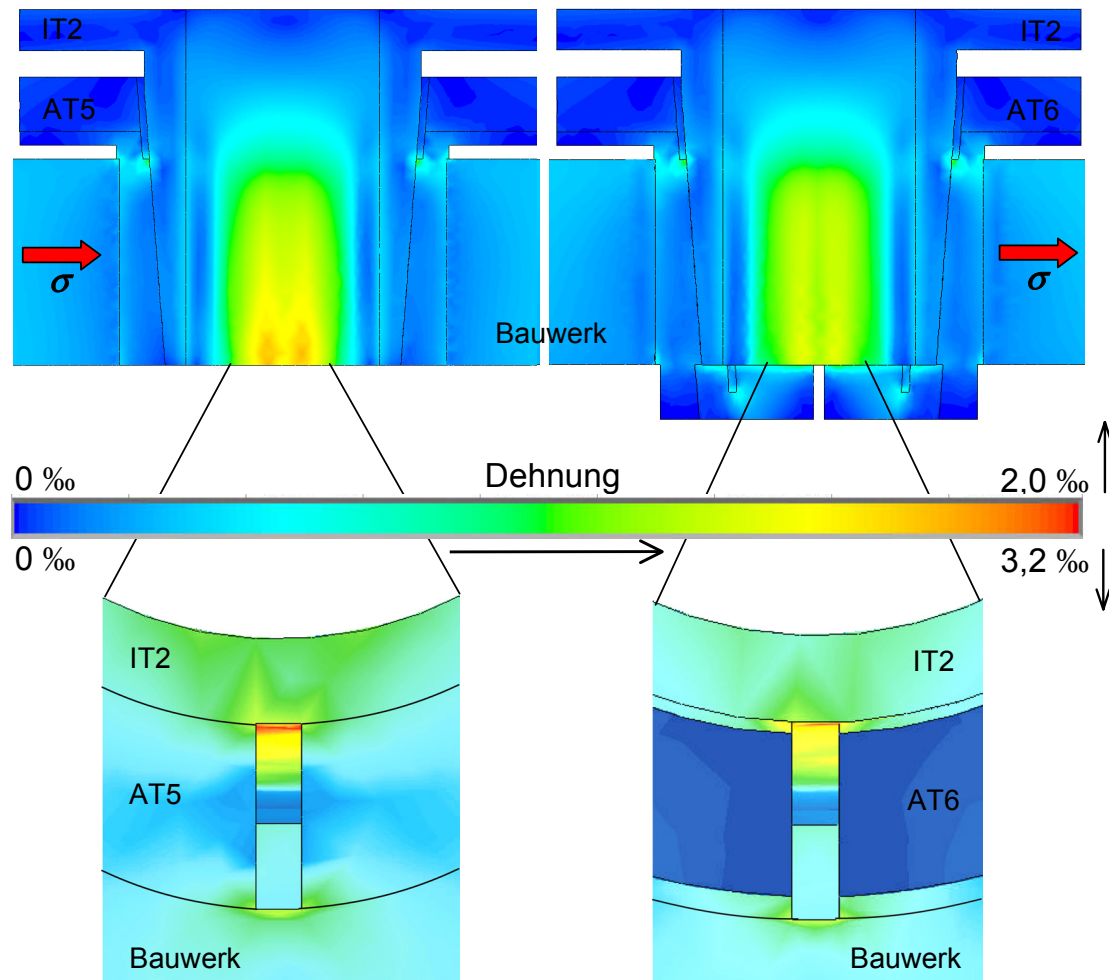


Bild 5.22: FEM-Simulation der von-Mises-Dehnung beim AT5 (links) und AT 6 (rechts), im Querschnitt (oben) und als Blick von unten in einen Einschnitt im Außenteil (unten)

Beim Außenteil AT5 ergibt sich an der unteren Querverbindung im Kontaktbereich zur Bohrung und zum Innenteil eine lokale Dehnungsüberhöhung. Die dort fehlende Schwächung durch die vier von oben eingefügten Schlitze verursacht einen erhöhten Kraftfluss im unteren Bereich des Sensors. Das Innenteil wird deshalb neben den verbleibenden, von unten eingefügten Schlitzen besonders hohen Dehnungen ausgesetzt (siehe Bild 5.22, links), die zu einem frühzeitigen Einsetzen von Gleitvorgängen führen. Deshalb wurde das Außenteil AT6 nach unten verlängert. Die unteren Querverbindungen befinden sich nun außerhalb des Kontaktbereiches zwischen dem Außenteil, Innenteil und Messbohrung. Zusätzliche Freidrehungen verhindern dabei einen eventuellen Kontakt zum Innenteil oder zur Messbohrung. Die Dimensionierung der unteren Querverbindungen wurde mithilfe von FEM-Simulationen durchgeführt. Die mechanische Rückwirkung auf das Innenteil durch die untere Querverbindung zwischen den Schlitzen im Außenteil ließ sich durch eine sehr biegeeweiche, elastische Ausführung reduzieren. Dabei durften die aus dem Verspannvorgang hervorgerufenen Kräfte jedoch keine Beschädigung verursachen. Die insgesamt erzielten Verbesserungen veranschaulicht Bild die FEM-Analyse in Bild 5.22. Beim Außenteil AT6 treten entlang der Bohrungsachse relativ geringe Dehnungsgradienten auf. Dagegen verursacht das Außenteil AT5 deutlich stärkere Dehnungsüberhöhungen, die einen negativen

Einfluss auf die Messeigenschaften ausüben. Dies wird durch Messergebnisse eindeutig bestätigt (Bild 5.24).

Die beschriebenen Effekte einer Dehnungs- bzw. Spannungsüberhöhung an den Schlitten des Außenteils wurden zuvor anhand der zu messende Dehnungen erläutert. Die Ergebnisse lassen sich analog auf die Einflüsse der durch die Verspannung hervorgerufene radialen Vorspannung übertragen.

5.6.4 Optimierte Ausführungsform runder, verspannbarer Sensoren

Die letztgenannten Ausführungsform (AT6/IT2) ist durch seine acht Anzugsschrauben nicht einfach zu montieren. Ebenso gestaltet sich die Demontage kompliziert. Die Anzugsschrauben der Größe M4 werden dazu gelöst und ausgebaut. Die zugeordneten Durchbohrungen im Innenteil sind selbst mit einem Gewinde der Größe M5 versehen. In sie werden die Abziehschrauben geschraubt, um die selbsthemmende Kegelpassung abzudrücken. Seitlich eingelegte Unterlegscheiben verhindern dabei eine Beschädigung des M4-Gewindes in den Flanschsegmenten des Außenteils.

Die nachfolgende Sensorausführung (AT7/IT3) hatte zum Ziel, Montage und Demontage einfacher zu gestalten. Der in Bild 5.23 dargestellte Sensor verwendet nur vier Anzugsschrauben. Vier weitere, jeweils um 45° versetzte Gewindebohrungen dienen der Montage von Abziehschrauben. Die Reduzierung der Anzahl der Spannschrauben war aufgrund einer Verkleinerung des Sensors und einer erheblichen Wandstärkenreduzierung möglich. Der bisherige Messbohrungsdurchmesser von 24 mm wurde auf 18 mm verkleinert. Ausschlaggebend für die endgültige Größe war unter anderem der zur Applizierung mit DMS notwendige Durchmesser der Bohrung im Innenteil. Es wurde deshalb ein Bohrungsdurchmesser von 14 mm gewählt.

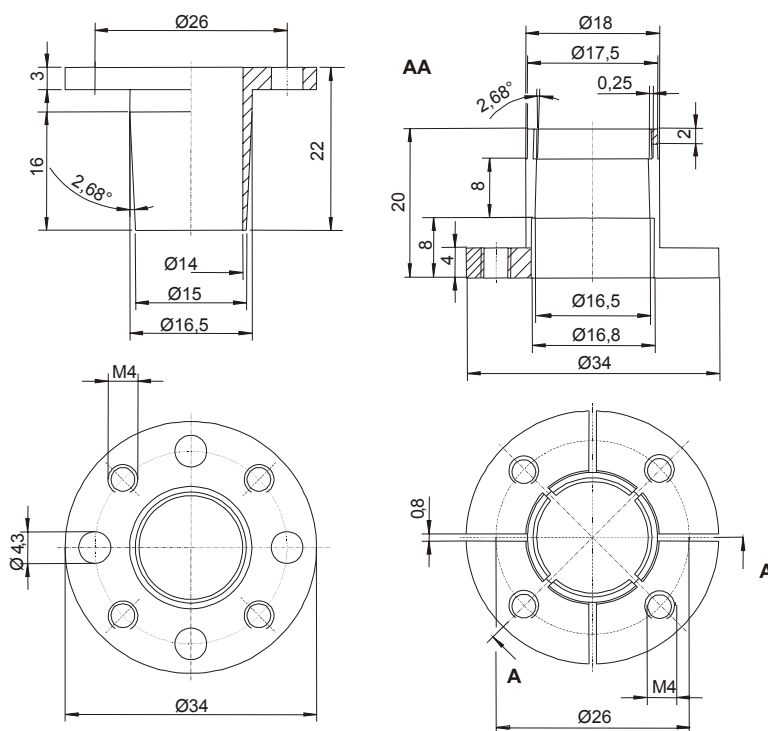


Bild 5.23: Innenteil IT3 und Außenteil AT5

wendige Durchmesser der Bohrung im Innenteil. Es wurde deshalb ein Bohrungsdurchmesser von 14 mm gewählt.

Mit diesem neuen Sensor wurden auch alle weiteren konstruktiven Parameter anhand der bisherigen Erfahrungen neu ausgelegt. Die Wandstärken von Innen- und Außenteil sollen möglichst gering sein, um die Rückwirkung der Dehnungsschlitzte im AT auf ein Minimum zu reduzieren. Gleichzeitig soll bei einer begrenzten Anzugskraft eine hohe radiale Vorspannung an den Kontaktbereichen erzeugt werden.

Die Vorspannung wird maßgeblich durch den Konuswinkel der beiden Sensorteile beeinflusst. Ein kleinerer Winkel ermöglicht eine höhere radiale Vorspannung bei vorgegebener Einpresskraft. Mit dem kleineren Winkel ändert sich aber auch die Varianz der Eintauchtiefe bei unterschiedlichen Bohrungsdurchmessern. Dadurch könnten die DMS in axialer Richtung aus dem Kontaktbereich von Sensor und Messbohrung treten oder die beiden Flanschsegmente aneinanderstoßen. Bei der Reduzierung der Wandstärke des Außenteils muss berücksichtigt werden, dass der Übergangsbereich zwischen Kontaktsegmenten und Flanschstücken die Anzugskraft der Spannschrauben übertragen muss. Gleichzeitig sollte dieser Bereich aber so biegeweich wie möglich sein, um entsprechend den bisherigen Erfahrungen mit den Außenteilen AT1 bis AT4 die Rückwirkungen des Flanschbereichs zu reduzieren. In analytischen Rechnungen wurde die Spannung bzw. Dehnung in diesem Bereich bestimmt. Die Ergebnisse wurden anhand einer numerischen Simulation überprüft. Wie exakt die Belastung in diesem Übergangsbereich an die elastische Grenze des verwendeten Stahles gelegt wurde, zeigen die Ergebnisse mit den in Kapitel 5.7.2 vorgestellten vieleckigen Sensoren, wo bei einer ähnlichen Ausführung eine geringfügige Querschnittsverringerung zu einem Abreißen des Flanschsegments führte.

Aufgrund des neu gewählten Konuswinkels von $2,68^\circ$ ergibt sich ein Toleranzbereich für die Messbohrung von $\pm 0,15$ mm. Die Eintauchtiefe des Innenteiles verändert sich dabei um $\pm 3,2$ mm. Da die Toleranzen beim Einbringen einer Messbohrung mit einem Aufsetzbohrer unter $0,03$ mm liegen, streut die Eintauchtiefe um $\pm 0,64$ mm. Die Montage bzw. Demontage der Sensorausführung AT7/IT3 gestaltet sich wesentlich einfacher als bei der Ausführung AT6/IT2. Beschädigungen bei häufigem Ein- und Ausbau waren nicht festzustellen.

Das Bild 5.24 zeigt einen Vergleich der mit den zuvor beschriebenen Sensorausführungen experimentell gemessenen Kennlinien. Der nutzbare Messbereich der Ausführung AT7/IT3 unterscheidet sich nicht wesentlich von dem des vorherigen Sensor. Beide Ausführungen erreichen eine technisch bedingte Grenze des Messbereichs, die sich letztendlich aus der maximalen, elastisch erzielbaren Anpresskraft und aus der Haftzahl von Stahl ergibt.

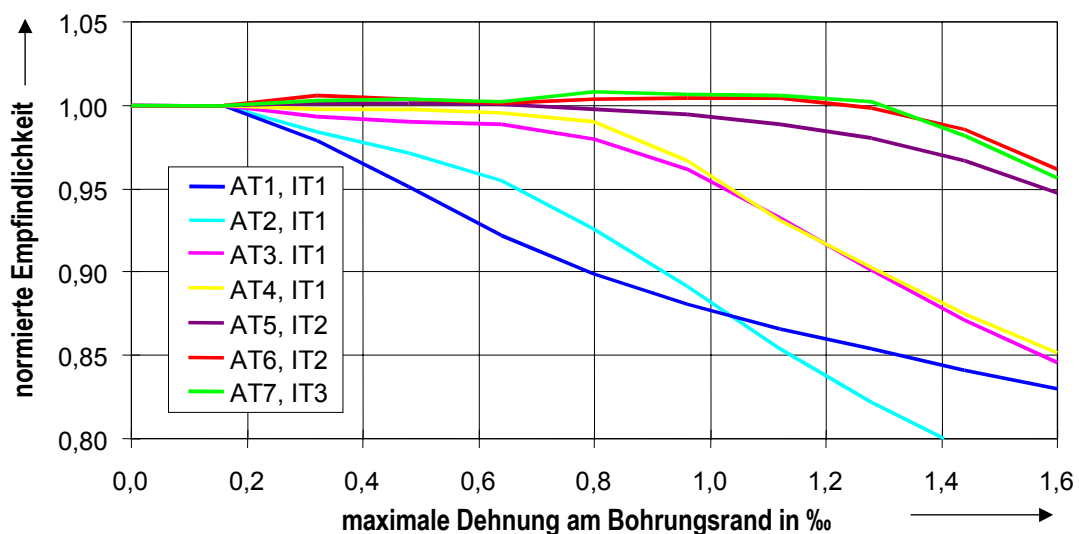


Bild 5.24: Vergleich der normierten Empfindlichkeit einzelner verspannbarer Sensoren

Die Übertragung der guten Messeigenschaften von dem vergleichsweise großen und mechanisch komplexen Sensor AT6/IT2 auf die kleinere und einfachere Bauform AT7/IT3 ergibt einen anwendungstauglichen Sensor. Sein Messbereich umfasst etwa ein Drittel des elastischen Dehnungsbereichs von Baustählen. Dieser Messbereich ist, wie die Untersuchungen in Kapitel 9 zeigen, für die Bauwerksüberwachung nicht immer ausreichend. Deshalb wurden weitere Möglichkeiten zur Erweiterung des Messbereichs untersucht.

Wie bereits zuvor mit anderen Sensoren (Kapitel 5.2 und 5.4), wurden auch mit dem verspannbaren Sensor des Typs AT7/IT3 Versuche mit Haftpasten durchgeführt. Die Quarzmehlkörner in der Paste sollen sich in die Metalloberfläche drücken und praktisch einen Formschluss hervorrufen. Die erzielten Messergebnisse können diese Theorie jedoch nicht bestätigen. Offensichtlich wirken die Körner partiell wie kleine Kugellager, verursachen Gleitungen und bewirken damit eine erhebliche Verschlechterung des Messverhaltens.

Der Formschluss wurde mit einem Sensor des Typs AT7/IT3 mit zusätzlichen Oberflächenrändelungen am AT weiter untersucht. Da der gerändelte Sensor aus einem härteren Material als der Bauwerksstahl besteht, sollten sich die Kanten bei der Montage in den Bohrungsrand drücken. Diese Vorgehensweise widerspricht allerdings der Forderung nach einer beliebigen Montage- bzw. Demontagemöglichkeit des Sensors, da die Rändelung nach mehreren Montagevorgängen beschädigt wäre. Außerdem bilden sich beim Eindrücken zwangsweise Plastifizierungen in der Messbohrung aus, die zu einem nichtlinearen Verhalten führen können. Die Messergebnisse mit dieser Ausführungsform wiesen erhebliche Nachteile gegenüber der glatten, runden Sensorform (AT7) auf. Die Messergebnisse waren schlecht reproduzierbar und stark nichtlinear.

Mit der Kombination aus AT7 und IT3 ist offensichtlich ein Optimum für eine kraft- oder formschlüssige Verbindung zur Messung von bauwerkstypischen Dehnungen erreicht. Insbesondere die Außenteile, in Bild 5.25 mit dem in Kapitel 5.2 beschriebenen eckigen Außenteil AT8 abgebildet, haben einen erheblichen Einfluss auf die Messeigenschaften.

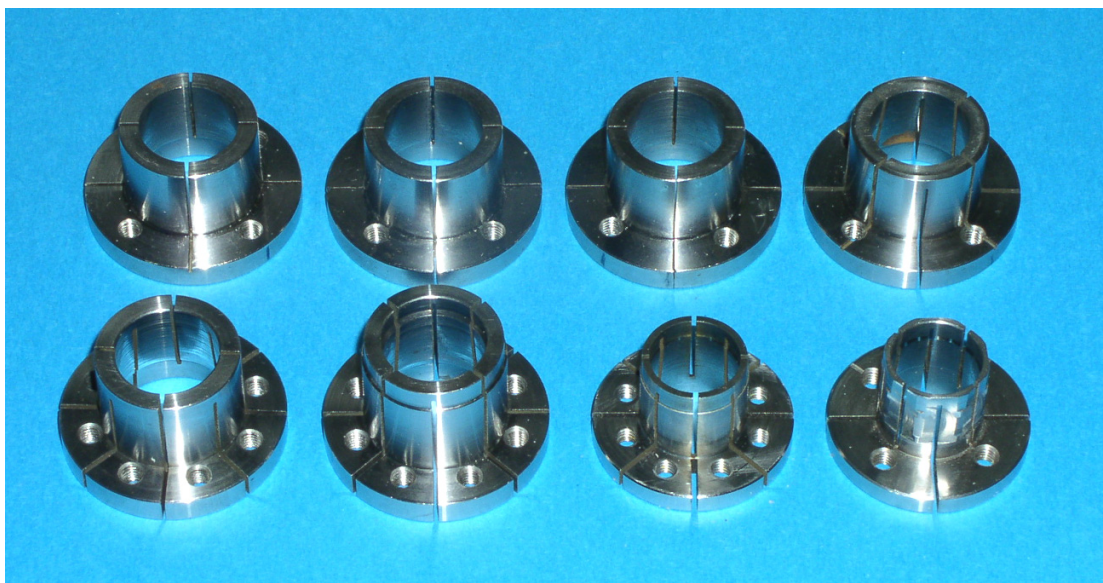


Bild 5.25: Außenteile 1 bis 8 von oben links nach unten rechts

5.7 Ausweitung des theoretisch begrenzten Messbereichs bei Kraftschluss

Mit den beschriebenen Optimierungen konnte der Messbereich runder, kraftschlüssiger Sensoren nicht über 1 ‰ maximale Dehnung am Bohrungsrand ausgedehnt werden. Diese Größe stellt, wie später in Kapitel 5.7.2 erläutert, eine theoretische Grenze des kraftschlüssigen Kontaktes dar.

Für eine Erweiterung des Messbereichs müssen deshalb andere Konzepte als die Verbesserung des Oberflächenkontaktes durch Anpresskraft und Oberflächenbeschaffenheit verfolgt werden. Zwei Konzepte werden in den nachfolgenden Kapiteln näher erläutert.

- 1) Ein steifer, massiver Sensor kann der in Bild 5.26 gezeigten Dehnungsüberhöhung am Rand der Messbohrung entgegenwirken und durch die Verringerung der Dehnungsüberhöhung am Bohrungsrand eine indirekte Erhöhung des Messbereichs hervorrufen. Dieses Konzept wird in Kapitel 5.7.1 näher untersucht.
- 2) Ein federkörperartiger Sensor, z.B. als vieleckige Ausführung eines Sensors ähnlich AT7/IT3, kann die Messgröße über einzelne linien- oder punktförmige Kontakte zum Bohrungsrand erfassen und, unabhängig von der theoretischen Messbereichsgrenze eines kraftschlüssigen Oberflächenkontaktes, sehr hohe Dehnungen aufnehmen (Kapitel 5.7.2).

5.7.1 Verspannbare Sensoren mit versteifenden Strukturen im Innenteil

Die Messbohrung stellt eine Schwächung des umgebenden Materials dar. An ihren Rändern kommt es, in Kapitel 7 anhand des Kalibrierkörpers analytisch beschrieben, zu einer etwa dreifachen Spannungs- bzw. Dehnungsüberhöhung. Bild 5.26 zeigt eine FEM-Simulation der Dehnungen in Richtung der Hauptspannung um die Bohrung. Die bisher in Kapitel 5 vorgestellten Sensoren, insbesondere die letztgenannte, verspannbare Ausführung aus AT7 und IT3, ist mit einem Hohlkörper als Innenteil relativ biegeweich und kann der Strukturschwächung durch die Messbohrung nicht entgegenwirken. Deshalb wurde die Möglichkeit untersucht, mittels einer versteifenden Innenkonstruktion die Strukturschwächung der Messbohrung auszugleichen. Dadurch wird, bei unveränderter Belastung der zu bemessenden Bauwerksstruktur, die maximale tangentielle Dehnung an der kraftschlüssigen Kontaktfläche von Bauwerk und Sensor reduziert. Eine steife Innenkonstruktion dient also nicht einer Erhöhung des Messbereichs bezüglich der maximalen Dehnung am Bohrungsrand, sondern einer Verringerung dieser Messgröße. Im Idealfall kompensiert der Sensor die Schwächung der Messbohrung und es kommt zu keiner

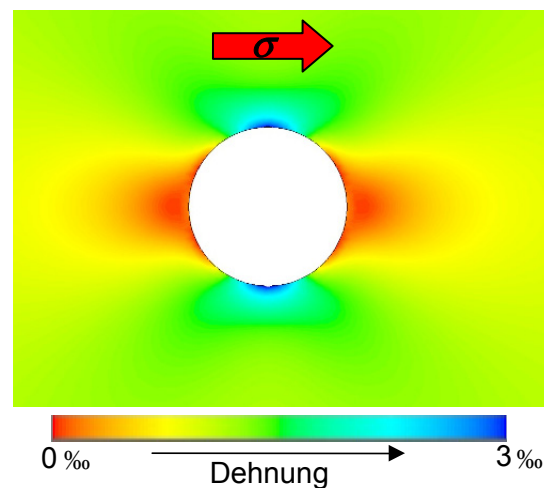


Bild 5.26: FEM-Simulation der Dehnung in Hauptdehnungsrichtung

Dehnungsüberhöhung an den Kontaktflächen. Theoretisch ergeben sich jedoch Messbereichseinschränkungen. Die Vorspannung des Sensors darf die Messgröße niemals unterschreiten, sonst kann sich der Sensor lösen. Da der DMS-Dehnungsaufnehmer positive und negative Dehnungen erfassen soll, kommt es bei einer Druckspannung zu einer Überlagerung von Vorspannungsdehnung und Messgröße. Sind die maximale Druck- und Zugbelastung gleich, so muss der Sensor mindestens Druckspannungen in doppelter Höhe der Messgröße ohne plastische Verformungen standhalten. Dies kann durch hochwertige Stahllegierungen erreicht werden.

Für die konstruktive Ausführung der inneren Versteifung stehen verschiedene Möglichkeiten zur Verfügung. Als Basis für deren theoretische und messtechnische Untersuchung diente eine Sensorkombination aus AT7/IT3.

Der Innenraum des Innenteils IT3 wurde dazu mit einer Membran versehen. Aus fertigungstechnischen Gründen wurden alle weiteren Ausführungsformen durch Ausfräsen oder Bohren aus dieser Membran erstellt, da das Einschweißen von Bauteilen in dem kleinen Sensorinnenraum nicht möglich ist. Andere Montagemöglichkeiten wie das Einschrauben von Konstruktionsteilen verbieten sich aufgrund der in Kapitel 5.4 erläuterten Mikrobewegungen an den Gewindeflanken. Neben einer Membran bietet sich eine kreuzförmige Innenkonstruktion an, die durch vier Bohrungen oder durch Drahterodieren erzeugt werden kann. Auf dem entstehenden Kreuz werden die DMS appliziert, die bei den Hohlkörpern immer an der Bohrungsinnenfläche des IT angebracht wurden.

Bild 5.27 zeigt eine FEM-Simulation der Dehnungszustände an den Innenversteifungen. Als Sensorumgebung wurde dabei ein nicht abgebildetes 10-mm-Blech simuliert, das mit einer Dehnung von 1 ‰ beaufschlagt wurde.

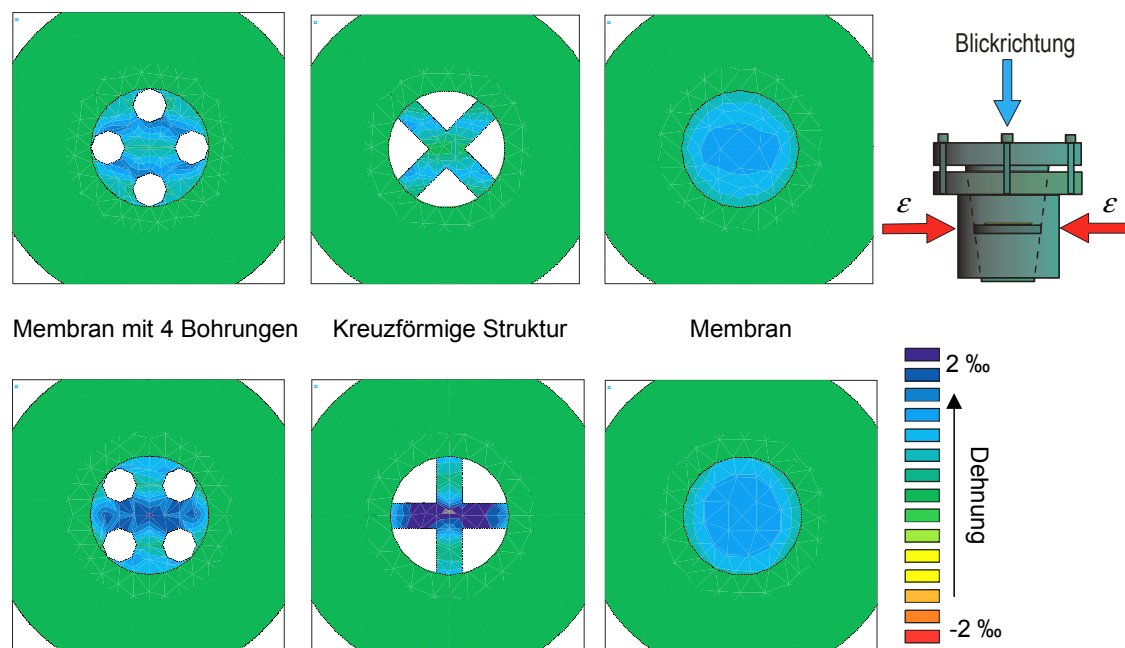


Bild 5.27: FEM-Simulation verschiedener Innenversteifungen (Membran mit Bohrung, Kreuz, Membran) bei einer umgebenden Hauptdehnung von 1 ‰, oben und unten jeweils um 45° gegeneinander gedreht

In der Literatur werden eingepresste Sensoren mit Innenkonstruktionen ähnlich Bild 5.27 zur direkten Messung der gesuchten Größe empfohlen. In [29] wird ein massiver, konischer Körper in ein zylindrisches, geschlitztes Außenteil gepresst. Auf der Oberfläche des konischen Körpers werden die DMS appliziert. Hierbei wird angenommen, dass die von den DMS aufgenommenen Dehnungszustände denen ohne Messbohrung und Sensor entsprechen. Die Strukturschwächung durch eine Messbohrung verändert jedoch die ursprüngliche Dehnung.

Die in [29] getroffene Fehlannahme weist auf einen erheblichen Nachteil aller Sensoren hin, die eine nennenswerte Rückwirkung auf die Messbohrung haben. Um eine genaue Rückführung von der äußeren, aufgeprägten Dehnung zu den Messgrößen der DMS zu ermöglichen, muss ein solcher Sensor vor der Montage kalibriert werden. Eine solche Kalibrierung ist jedoch nur für eine bestimmte Materialstärke anwendbar. Die Messsignale sind wegen der unterschiedlich starken Rückwirkung des immer gleich starken Sensors auf ein 10 mm- oder 15 mm Blech nicht vergleichbar.

Die untere Reihe in Bild 5.27 zeigt, dass die Dehnung bzw. Deformation in der Messbohrung bei der vollflächigen Membran am geringsten ist. Sie versteift, anschaulich nachvollziehbar, die Messbohrung am wirkungsvollsten. Das Bild verdeutlicht auch, dass die beiden kreuzförmigen Innenversteifungen eine starke Vorzugsrichtung aufweisen. In der oberen Darstellung sind die Kreuz-Achsen um 45° zur Hauptspannungsrichtung gedreht, unten parallel zur Hauptspannung. Die Dehnungen sind gegenüber dem unteren Fall deutlich geringer. Außerdem ist in diesem Fall mit einem parallel zu den Kreuz-Achsen ausgerichteten DMS die Hauptdehnungsrichtung nicht zu bestimmen. Es ist unklar, ob sie um 45° oder 135° relativ zum Kreuz ausgerichtet ist. Eine diagonale Applikation von DMS an den Strukturen ist bei der geringen Baugröße nicht realisierbar.

Aufgrund der besseren Versteifung und der einfachen Möglichkeit zur Bestimmung der Hauptdehnungsrichtung wurde für weitere Untersuchungen eine Vollmembran im Innenteil IT3 implementiert. Bild 5.28 zeigt eine Fotografie eines Innenteils IT3 mit einer 2-mm-Membran und einem applizierten LY -91/3-120-DMS der Firma HBM Messtechnik. Dieser DMS besitzt drei übereinander liegende, um jeweils 45° gedrehte Messgitter und ermöglicht so die Ausgabe von drei Messsignalen zur Bestimmung der drei Unbekannten des ebenen Dehnungsfalles.

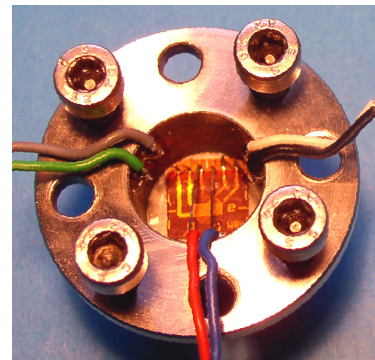


Bild 5.28: IT3 mit Membran und DMS-Applikation

Bild 5.29 verdeutlicht anhand einer FEM-Simulation des Sensors AT7/IT3 das angestrebte Konzept zur Verringerung der Dehnungsüberhöhung am Bohrungsrand. Wie zuvor zeigt die Abbildung die von-Mises-Dehnungen. Drei Sensoren werden mit unterschiedlicher Innenverstärkung in einem 10 mm starken Blech bei gleichem äußeren Spannungsfeld numerisch simuliert. Bei dem linken Sensor ohne Innenversteifung sind die Dehnungen am Bohrungsrand wesentlich größer als in den rechten Sensoren mit Membranverstärkungen von 2 mm bzw. 4 mm Stärke. In den Abbildungen in Bild 5.29 sind die Sensoren vertikal exakt

mittig durch einen Dehnungsschlitz geschnitten dargestellt. Neben dem durchschnittenen Bauwerksblech ist die in der Tiefe um 0,5 mm weiter hinten liegende Seite des Außenteiles sichtbar, woraus eine in der Abbildung erkennbare scheinbare Unstetigkeit entsteht.

Bei konstanten, äußeren Spannungsfeld nimmt die maximale Dehnung am Bohrungsrand mit zunehmender Stärke der Membran ab. Damit könnte ein solcher modifizierter Sensor theoretisch in Bauwerksbereichen mit höheren Spannungen eingesetzt werden. Bild 5.29 zeigt, dass mit einer inneren Versteifung eine erhebliche Rückwirkung des Sensors auf die Dehnungszustände am Rand der Messbohrung stattfindet. Damit ist eine korrekte Positionierung des Sensors in der Bohrungstiefe von besonderer Bedeutung. Aufgrund von Toleranzen der Messbohrung ergeben sich unterschiedliche Eintauchtiefen des Innenteils und die Rückwirkungen auf die Dehnungszustände am Bohrungsrand werden beeinflusst, was wiederum zu einem veränderten Dehnungszustand in der mit DMS applizierten Membran führt. Bei einem Modell zur Betrachtung der Unsicherheiten müssten diese Einflüsse, wie auch die unsichere Kenntnis der Blechstärken der Bauwerksstruktur, berücksichtigt werden. Nimmt die Wandstärke zu, reduziert sich der versteifende Einfluss des Sensors. Damit muss die Kalibrierung jeweils an die Wandstärke des Messobjektes angepasst werden. Eine einfacher Korrekturfaktor lässt sich hierfür nicht angeben, da FEM-Analysen ergaben, dass sich die Empfindlichkeit mit der Materialstärke nichtlinear verändert.

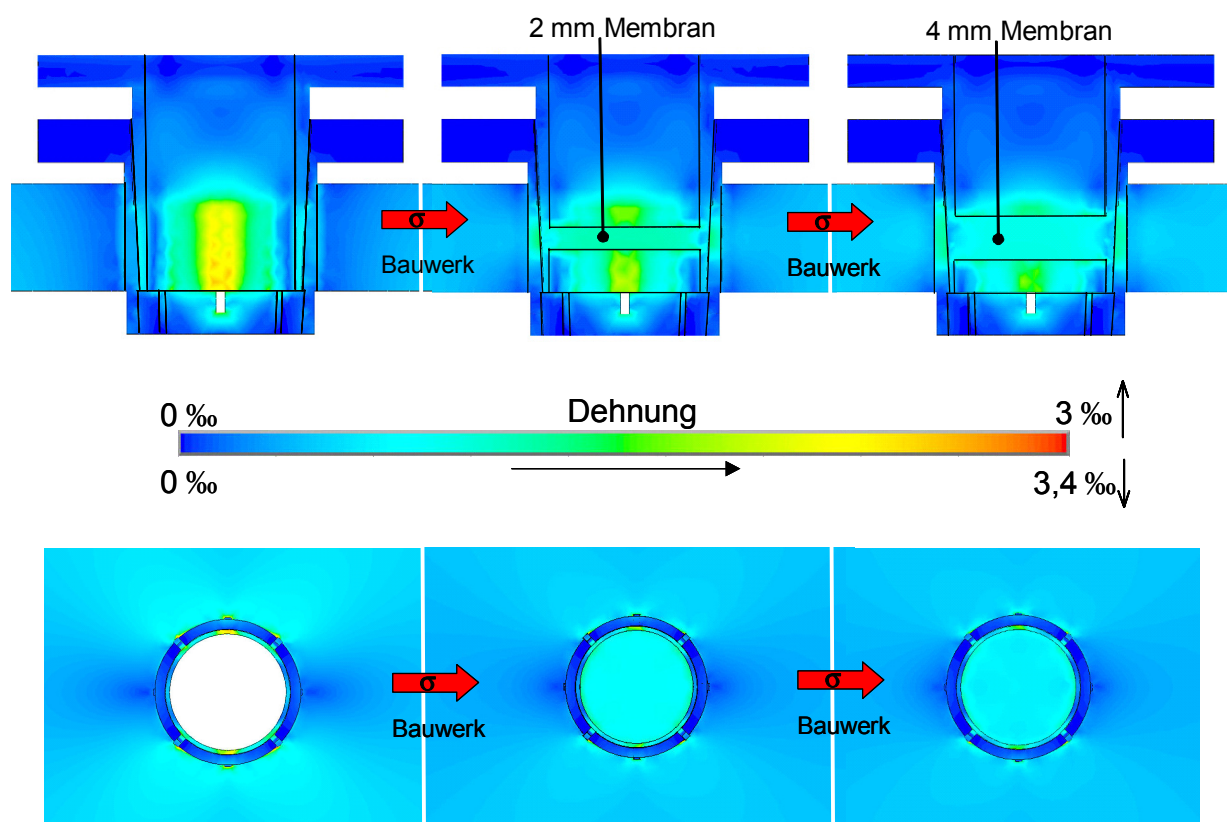


Bild 5.29: Verringerung der maximalen Dehnung am Sensor durch eine Versteifung mittels einer Membran (van-Mises-Dehnungen)

Messtechnische Untersuchungen wurden mit Sensoren des Typs AT7 in Kombination mit modifizierten, mit unterschiedliche starken Membran versehenen IT3 vorgenommen. Die Versteifung erforderte eine erneute Optimierung der Anzugskraft. Ihre Größe wird aber begrenzt durch das dünnwandige Außenteil. Deshalb wurde ein Sensor mit einer leicht geänderten Geometrie gefertigt. Bei diesem Sensor ist der Durchmesser der Innenbohrung des Innenteils um 0,5 mm verringert und die Wandstärke des Außenteils so vergrößert, dass es die Anzugkräfte von acht M4-Schrauben übertragen kann.

Mit dem letztgenannten, modifizierten Sensor wurden für membranverstärkte Sensoren die besten Messergebnisse erzielt (Bild 5.30). Die Messsignale bei Zugbelastung des Zugstabes sind zur besseren Vergleichbarkeit über der maximalen Dehnung am Bohrungsrand ohne Sensor aufgetragen. Anders gerichtete Lastkomponenten - mit den in Kapitel 4.1 beschriebenen Vorrichtungen erzielt - zeigen einen ähnlichen Verlauf.

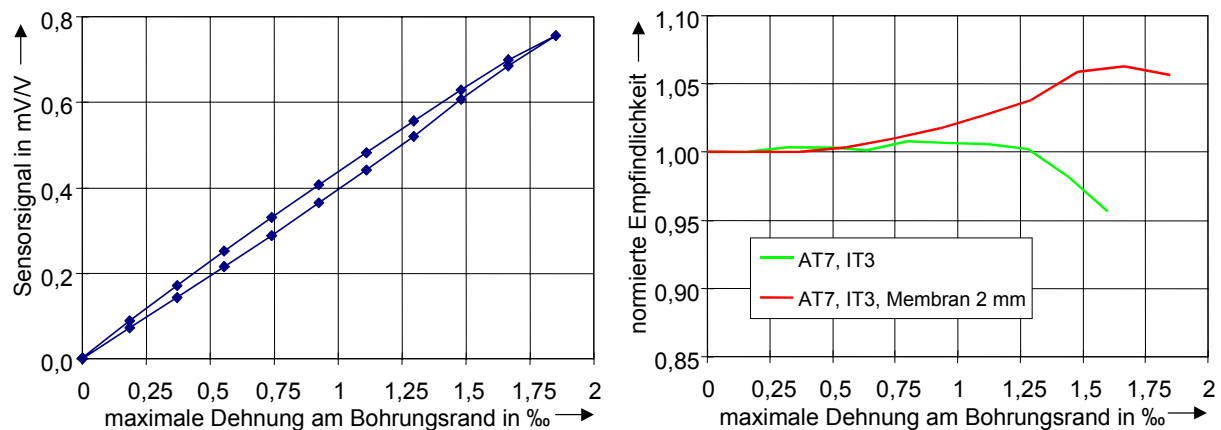


Bild 5.30: Bestes Messergebnis mit membranversteiften, verspannbaren Sensoren bei axialer im Zugstab bei axialer Kraftbelastung (vgl. Kapitel 4.1)

Bei allen getesteten Ausführungsformen von membranversteiften Sensoren zeigte sich, dass sie die gestellte Anforderung eines Messbereichs von über 1 ‰ nicht erfüllen. Sie weisen generell einen progressiven Signalverlauf auf. Die Übertragung von starken Kräften in der Membranebene führt offensichtlich zu plastischen Verformungen an der Oberfläche des Kontaktbereiches von Innenteil, Außenteil und Bohrung. Dafür spricht auch das beobachtete starke Nullpunktkriechen, das zu einem Vorspannungsverlust von bis zu einem Prozent nach einer 1-minütigen Belastung bei Nennlast führt. Mit der Reduzierung der Vorspannung verschlechtert sich anschließend das Messverhalten, der progressive Verlauf nimmt zu - bis der Sensor nachgespannt wird. Verschiedene Tests, auch mit Membranausführungen vom Sensor des Typ AT6/IT2 mit acht M5-Anzugsschrauben, erbrachten keine Änderung dieses negativen Verhaltens. Betrachtet man die Metalloberfläche an den Kontaktstellen unter einem Mikroskop, so sind fertigungsbedingte, mikroskopische Unebenheiten infolge des spanenden Fertigstellungsprozesses zu erkennen. Nach einer Montage sind die unmittelbar neben der Membran liegenden Oberflächen hochglänzend, ein Zeichen einer Plastifizierung im Bereich der mikroskopischen Unebenheiten. Da auch nach einem vorherigen Polieren und

einer Vielzahl von Montagen und Belastungen sowie Versuchen mit Haftpasten kein stabiler Nullpunkt und keine Reduzierung des progressiven Verhaltens erzeugt werden konnte, wurde das Prinzip der Versteifung durch eine Membran verworfen. Es ist zusätzlich aufgrund der starken Abhängigkeit der Sensorempfindlichkeit von der Bohrungstoleranz und der Materialstärke des zu bemessenden Objektes wenig geeignet für eine praxistaugliche Anwendung. Auch die Aufnahme von räumlichen Dehnungszuständen ist mit einer flächigen Membran nicht zu realisieren.

5.7.2 Verspannbare Sensoren als vieleckige Federelemente

Mit dem Konzept der vieleckigen verspannbaren Sensoren werden alle bisher genannten, prinzipbedingten Nachteile der verschiedenen Adaptionsmodelle und Ausführungen konsequent umgangen.

Der vieleckige verspannbare Sensor ist sehr dünnwandig aufgebaut und berührt die Messbohrung nur über dünne Kontaktlinien. Aufgrund seiner hohen Elastizität ist er praktisch rückwirkungsfrei, so dass sein geringer mechanisch versteifender Einfluss bezüglich der Materialstärke der Umgebung nicht näher betrachtet werden muss. Im Innenteil entstehen großflächige homogene Dehnungsfelder auf den mit DMS zu applizierenden Flächen. Die Montage und Demontage sind einfach durchzuführen. Die DMS-Applikation kann mittels spezieller Mehrfachgitter-DMS (siehe Kapitel 6) und einer Applikationsvorrichtung einfach und schnell gestaltet werden. Der Sensor ermöglicht eine präzise Zuordnung von Messsignal und ebenem oder räumlichen Dehnungszustand.

Bild 5.31 zeigt den prinzipiellen Unterschied zu den bisherigen Sensoren. Die entscheidende Verbesserung wurde durch eine eckige Bauform des Aufnehmers erreicht. Bei flächigem Kontakt im Bohrungsumfang, wie es bei allen bisher aufgeführten Sensoren der Fall war, setzt die Haftung zwischen Sensor und Bauwerk eine relativ niedrige Grenze für den Messbereich. Die aus der Verspannung entstehende radiale Anpresskraft führt zu einer tangentialen Haftung, die an keiner Stelle der Bohrungsinnenfläche aussetzen darf, da sonst Hysterese auftritt. Da die Anpresskraft durch die Fließgrenze bzw. das Einsetzen von nennenswerten plastischen Verformungen begrenzt ist, kann durch den Haftungskoeffizienten (für die Paarung Stahl-Stahl ca. 0,3) im Idealfall nur etwa ein Drittel der aus der Anpresskraft erzeugten Dehnung als Messgröße genutzt werden. Der eckige Sensor mit seinen axialen, linienförmigen Kontakten umgeht die oben beschriebene Messbereichseinschränkung der flächigen Dehnungsübertragung. Zwischen den Kontaktlinien wird die Dehnung in Umfangsrichtung integriert und auf das mit

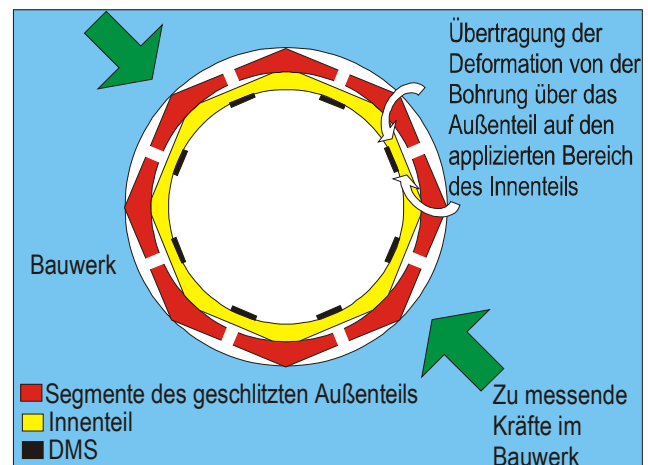


Bild 5.31: Funktionsprinzip des achteckigen verspannbaren Sensors

DMS applizierte Innenteil übertragen. Der Sensor wirkt als Federelement, das in der Bohrung durch eine Vorspannung fixiert, allen elastischen Deformationen des Messobjektes folgt.

5.7.2.1 Konstruktives Layout des eckigen, verspannbaren Sensors

Die konstruktive Optimierung des Sensors erfolgte in vielen Versuchen und numerischen Simulationen. Ausgangsbasis dafür war der Sensor des Typs AT7/IT3 (vgl. Bild 5.23). In einem ersten Versuch wurden - entsprechend analytischen Überlegungen - ein Außen- und Innenteil achteckig gefräst. Dabei sollte der Kontakt des Außenteils zur Bohrung über eine möglichst spitze Kante verlaufen. Da die Segmente des Außenteils sehr torsionsweich sind, soll ein verbleibender Kontaktstreifen zwischen Außen- und Innenteil ein seitliches Kippen unter Vorspannung verhindern.

Die Fertigung einer Vielzahl von Testmustern war notwendig, da das Beulverhalten des Innenteiles mittels einer numerischen Simulation nur ungenügend dargestellt werden konnte. Ebenso sind die Gleitvorgänge zwischen den konischen Sensorkörpern numerisch nur schwer zu simulieren. Insbesondere die starken Bearbeitungstoleranzen unterliegende Oberflächenqualität lässt sich mit entsprechenden Gleitkontaktelementen kaum realitätsnah beschreiben. Die exakte konstruktive Auslegung des in Bild 5.18 gezeigten Sensors ist deshalb auf eine Vielzahl von experimentellen Versuchen gestützt. Dabei wurden Sensoren mit verschiedenen Konuswinkeln, unterschiedlichen Wandstärken des Innenteils und variierenden Kontaktflächen zwischen Innen- und Außenteil untersucht. Die unteren Querverbindungen zwischen den Segmenten des Außenteils sind für das Sensorverhalten von besonderer Bedeutung. Sie wirken einer Torsion der einzelnen Segmente entgegen, verursachen aber ähnlich wie bei den runden Sensoren eine Überhöhung der Dehnung an der Spitze des Innenteils. In Kombination mit anderen Dimensionierungsparametern wurde hier ein Kompromiss eingegangen, der eine nur geringe Spannungsüberhöhung an den nach unten komplett durchtrennten Bereichen des Außenteils bewirkt. Diese Spannungsüberhöhung ist deshalb kritisch, da sie im vorderen Bereich des Innenteils bei der notwendigen hohen Vorspannung ein Beulen verursachen kann, wie es in Bild 5.32 dokumentiert ist. Die Schwierigkeit in der Dimensionierung des Innenteils ist darin begründet, dass der höheren Belastung durch die von unten eingefügten Schlitzte keine höhere Materialstärke im Innenteil entgegengesetzt werden kann. Ist das Innenteil zu steif, so führt es bei steigender äußerer Dehnung zu plötzlich auftretenden Verschiebungen der Außenteilsegmente. Derartige Verschiebungen lassen sich in den Messungen als sprungartig einsetzende Veränderungen der Messsignale erkennen. Nach einem solchen Signalsprung zeigt der Sensor wieder seine ursprüngliche Empfindlichkeit.

Die Verbindung von dem Flanschring zu den Kontaktstegen hat durch ihre Torsionssteifigkeit ebenfalls einen

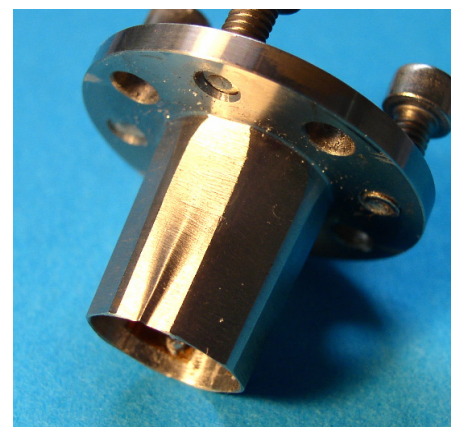


Bild 5.32: Kollabierte Messfederfläche an einem Innenteil

Einfluss auf das Messverhalten. Ist sie sehr weich, kommt es zu einem frühzeitigeren Einsetzen der oben genannten Signalsprünge. Andererseits führt eine zu steife Auslegung zu Spannungsüberhöhungen am Innenteil neben den von der Flanschseite komplett durchtrennten Bereichen des Außenteils. Für die weitere Dimensionierung des Übergangs vom Flansch zu den Kontaktsegmenten war ausschlaggebend, dass er beim Verspannen die Anzugkräfte übertragen muss. Bei den ersten Exemplaren eckiger Geometrien wurde die Fräsbearbeitung zur eckigen Form des vorherigen Rundkörpers bis zu den Flanschsegmenten ausgeführt. Dabei kam es nach einigen Montage- und Demontagezyklen zu einem Einreißen des Materials, unmittelbar am Übergang zum Flanschbereich. Deshalb wurde der Übergangsbereich innen und außen nur mit einer minimalen Freidrehung versehen und dort nicht eckig gefräst (Bild 5.33B). So bleibt an dieser kritischen Stelle ein Maximum an Material erhalten. Ein alternativ steilerer Konuswinkel ist als Maßnahme für einen stärkeren Übergangsbereiches ungeeignet. Es würde eine ungleichmäßige Dehnungsverteilung im Innenteil in axialer Richtung hervorgerufen. Gleichzeitig würde das im oberen Bereich entsprechend stärkere Innenteil plastische Verformungen im Bereich der Kontaktelemente des Außenteils zum Bauwerk hervorrufen, wie numerische Simulationen ergaben. Um dies zu vermeiden, müsste die Kontaktbreite der Stege des Außenteils heraufgesetzt werden. Eine solche Vorgehensweise führt aber von dem Prinzip der eckigen Sensoren zurück zu den Problemen oberflächenkontaktierender Adaptionsformen.

Die Dimensionierung der einzelnen konstruktiven Details gestaltete sich sehr aufwändig. Analytische Überlegungen, numerische Simulationen und eine erhebliche Vielzahl von Testmustern führten letztendlich zu der in Bild 5.18 gezeichneten bzw. in Bild 5.33 als dreidimensionales Objekt illustrierten Ausführungsform.

In Bild 5.33 A lässt sich der mit einer äußeren Freidrehung versehenen vordere Bereich der Querverbindungen des Außenteils erkennen (1). Ebenso kann man im Inneren die 0,05-mm-Freidrehung zur Flanschseite als dünne Haarlinie ausmachen(2). Sie wurde so gering gewählt, um die Querschnittsfläche der Segmente im Übergangsbereich zum Flansch zur Übertragung der Spannkraften nicht zu schwächen. Um den, durch eine äußere Freidrehung die Bohrung nicht konstatierenden Übergangsbereich so steif wie möglich zu halten, wurde die Ausfräsung zum Achteck dort nicht ausgeführt (3). Beim Verspannen berührt die innere Oberkante der Flanschsegmente (4a) das Innenteil (4b). Dieser Kontakt ist erwünscht, um eine zu starke axiale Biegung der Flanschsegmente zu vermeiden. Ihre Schiefstellung würde bei den benötigten Spannkraften resultierend aus einem Anzugsmoment von 3,5 N·m die M4-Gewindebohrungen im Außenteil beschädigen. Damit von den aus der Spannkrafteinleitung herführenden Dehnungen im oberen Bereich des Innenteils keine Rückwirkung auf den Messbereich erfolgt, ist es mit einer inneren Ausdrehung versehen, die über eine Länge von 2 mm die Wandstärke des Innenteils auf eine zur Übertragung der Spannkraft minimale Stärke reduziert (5). Diese Ausdrehung ist für eine in axialer Richtung relativ homogene Dehnungsverteilung verantwortlich (Bild 5.34). Sie verhindert somit wirkungsvoll Rückwirkungen vom Flansch des Innenteils, was auch durch das stärkere Hystereseverhalten

einiger Sensoren ohne Ausdehnung belegt wird. Einige Sensoren erhielten in diesem Bereich zur Schwächung anstatt der Ausdehnung auch acht Bohrungen.

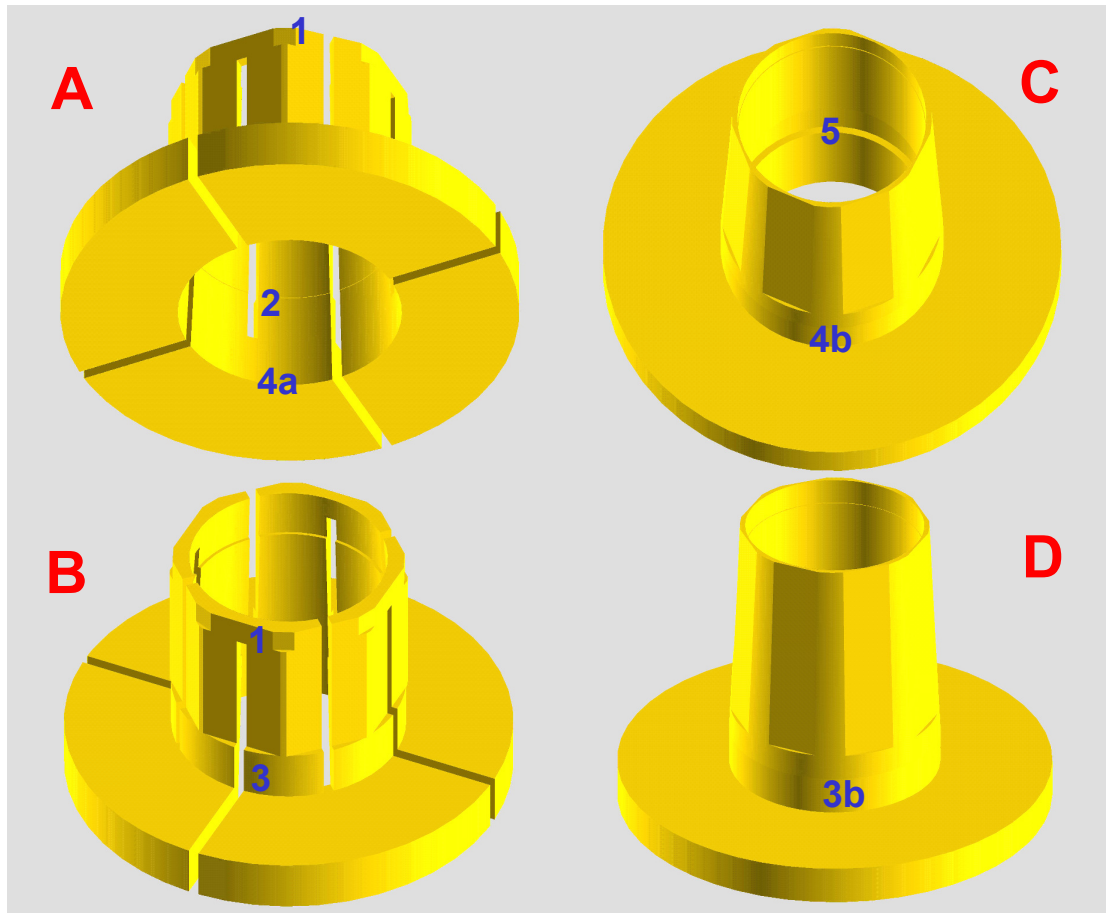


Bild 5.33: Fotorealistische Darstellung von AT8 (A, B) und IT4 (C, D)

Bild 5.34 zeigt, dass sich im Bereich zwischen den Kontakten zum Außenteil ausgeprägte, relativ homogene Dehnungsfelder ausbilden, wie sich an den gelben Flächen erkennen lässt. An diesen Positionen werden später die Messgitter der DMS appliziert. Die sich aus der numerischen Simulation ergebende tangentielle Dehnung bei einer Rotation der Hauptspannung um die Bohrungsachse zeigt einen sinusförmig Verlauf. Dies bestätigen auch experimentelle Untersuchungen (Kapitel 7). Die simulierte und gemessene tangentielle Dehnung ähnelt mit einem ortsunabhängigen sowie einem mit der doppelten Ortsfrequenz umlaufenden Anteil der Lösung für den tangentialen Spannungszustand am Bohrungsrand aus der analytischen Berechnung (Gleichung 4.1 bzw. Gleichung 7.13).

In Bild 5.34 lässt sich erkennen, dass die Dehnung in den Innenteilsegmenten über einem von unten geschlitzten Außenteilbereich höher ist als über einem von oben geschlitzten Bereich.

Ursache ist für diesen Unterschied ist, ähnlich wie bei den runden Sensoren (vgl. Bild 5.22), der Einfluss des unteren Verbindungssteigs. Er kann jedoch nicht wie bei den runden Sensoren sehr biegeweich ausgeführt werden, da sonst ein Kippen der Außenteilsegmente hervorgerufen wird. Die sich bei den achteckigen Sensoren ergebende Dehnungsüberhöhung ist ein Kompromiss aus den gegenläufigen Eigenschaften.

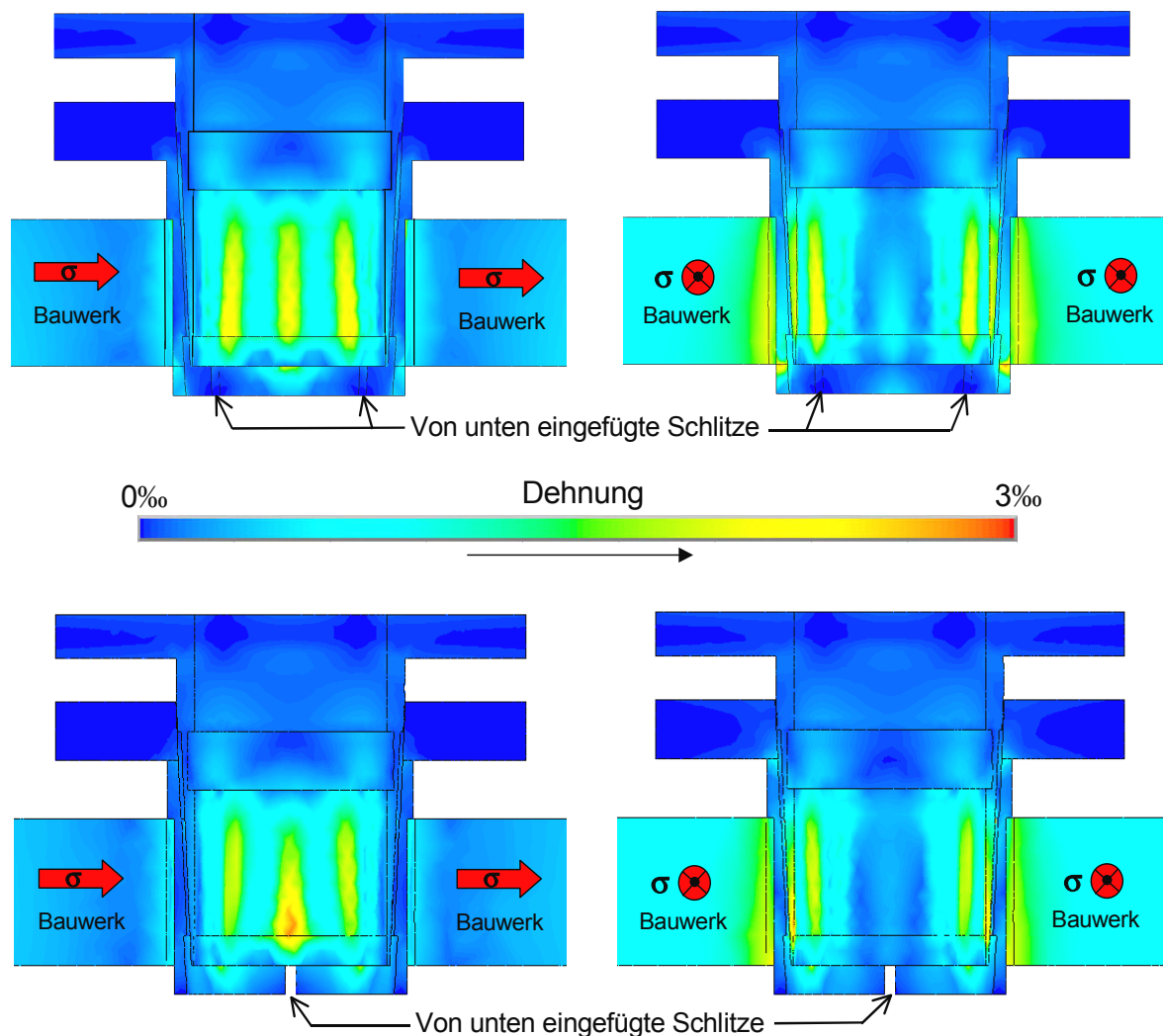


Bild 5.34: Simulation der von-Mises-Dehnungen am Sensor bei verschiedenen Spannungs- und Schnittwinkelorientierungen zur Darstellung der Einflüsse der von oben oder unten eingebrachten Dehnungsschlitz

Das für den Sensor aus AT8/IT4 gewählte konstruktive Design (Bild 5.18) bestätigte sich bei der Bestimmung der Messunsicherheiten (Kapitel 10). Die bei Montage und Demontage sowie im Messbetrieb auftretenden Dehnungen führten an keiner Stelle zu einer Überlastung. Sowohl das Problem des Beulens des Innenteils als auch das Einreißen der Segmentstücke am Flanschbereich trat bei der gegebenen Dimensionierung nicht auf. Bei Wiederholungsmessungen zur Bestimmung der Messunsicherheit aufgrund des Montage- und Demontagevorgangs wurde eine Sensorpaarung 70 mal ein- und ausgebaut, ohne dass es zu einer Beschädigung kam.

Mit der Optimierung des konstruktiven Sensordesigns wurden die in Tabelle 10.2 bzw. 10.3 angegebenen Messunsicherheiten erzielt. Die starke Ausweitung des Messbereichs zeigt Bild 5.54. Dort wird die normierte Empfindlichkeit als Funktion der maximalen Dehnung am Bohrungsrand für die besten eckigen und runden Ausführungen verglichen. Der eckige Sensor aus AT8/IT4 zeigt auch bei der Untersuchung unter Beaufschlagung anderen Lastkomponenten (Torsion, Biegung) innerhalb des elastischen Dehnungsbereichs von Stahl

keine höheren Unsicherheiten. In Bild 5.35 ist zu dem bisher beschriebenen eckigen Sensor des Typs AT8 / IT4 eine weitere eckige Variante (AT9/IT5) aufgeführt, die in Bild 5.36 dargestellt ist.

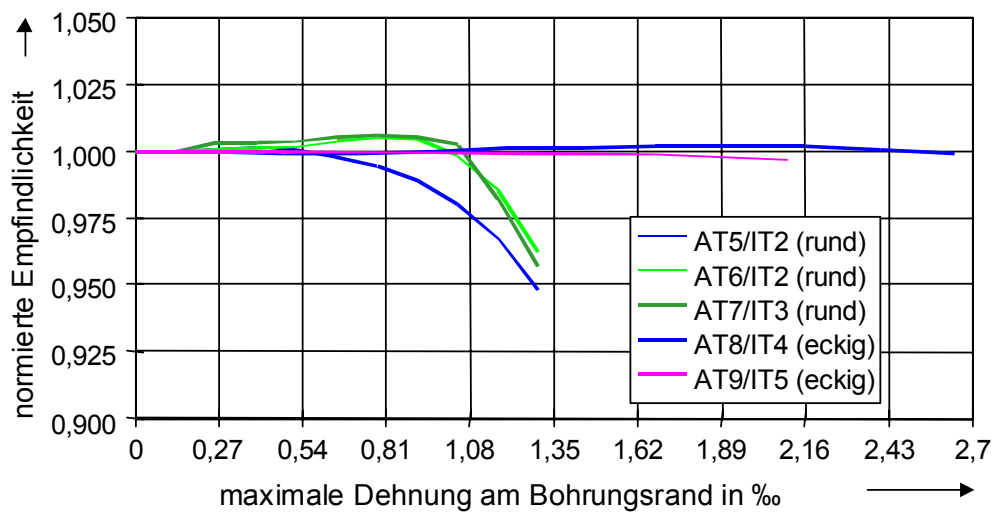


Bild 5.35: Vergleich der eckigen Sensoren mit runden Ausführungen

5.7.2.2 Untersuchung des Resonanzverhaltens bei dynamischen Lastzuständen

Die von dem Sensor zu beobachtenden Dehnungszustände in einem Bauwerk sind überwiegend zeitinvariant. Wie in /39/ für DMS Kraftaufnehmer beschrieben, können dynamische Lastzustände zu erhöhten Messunsicherheiten führen. Aus diesem Grund wurden die dynamischen Eigenschaften des Bauwerkssensors mit den in Kapitel 4.5 beschriebenen Vorrichtungen untersucht. Insbesondere war es das Ziel, im interessierenden Frequenzspektrum möglicherweise auftretende, unerwünschte Resonanzerscheinungen zu finden und durch konstruktive Maßnahmen im Sensordesign in unkritische Bereiche zu verschieben.

Zur experimentellen Überprüfung von Resonanzen wurde der Sensor in einem Belastungsstab

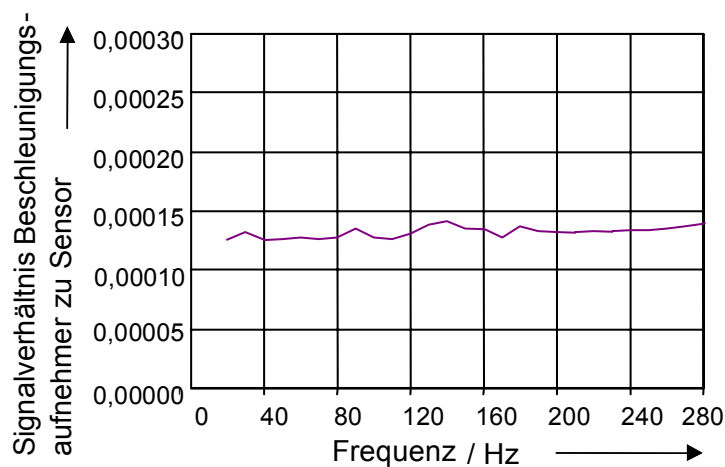


Bild 5.36: Verhältnis der Messsignale von Sensor und Beschleunigungsaufnehmer über der Freq.

eingebaut und mit einem angekoppelten Massestück auf einem Schwingerreger montiert (vgl. Bild 3.6 (Prinzipbild) und Bild 4.2 B (Fotografie)). Bei einer sinusförmigen Beschleunigung werden von den beteiligten Massen Kräfte erzeugt, die zu einem entsprechenden, zeitlich veränderlichen Dehnungszustand an der Messbohrung führen. Das dabei gemessene Sensorsignal ist in Bild 5.36 dargestellt. Die Bezugsgröße ist das

gemittelte Signal von fünf, am Massestück befestigten Beschleunigungsaufnehmern. Es lässt sich ein annähernd konstantes Amplitudenverhältnis der Sensorsignale erkennen. Da der verwendete Belastungsstab für eine Nennlast von 100 kN ausgelegt ist, vom Schwingerreger jedoch maximal 1 kN erzeugt werden kann, fanden die Versuche bei sehr kleinen Lasten statt. Eine Verkleinerung des Stabes und damit der Nennlast zugunsten einer größeren Signalamplitude ist aus konstruktiven Gründen aufgrund der 18 mm Bohrung für den Sensor nicht möglich. Unter der Annahme eines linearen Systems kann der in diesem Teillastbereich gemessene Amplitudengang auch auf den oberen Lastbereich übertragen werden. Ursache für die in Bild 5.36 erkennbare Welligkeit im Amplitudengang sind die geringe Signalamplitude, Resonanzen des Versuchsaufbaus sowie die Messunsicherheit der Beschleunigungsaufnehmer. Bei Anregungen oberhalb 300 Hz zeigte sich eine ausgeprägte Resonanz, die als Biegeschwingung des relativ hohen Versuchsaufbaus aus Belastungsstab und Massestück identifiziert wurde. Trotz dieser Einschränkungen bei der Versuchsdurchführung belegen die Messungen bei Frequenzen bis 300 Hz ein resonanzfreies Dehnungsverhalten des Sensors.

Wie schon in Kapitel 4.5 beschrieben, können Resonanzen insbesondere durch die Flanschsegmente der Sensorausführung AT8/IT4 verursacht werden. Um diese zu messen, wurde der Sensor auf einem Mehrkomponenten-Schwingerreger mittels einer Adaptionplatte montiert und untersucht. Die Anregung erfolgte dabei in allen drei Achsen mit sinusförmigen Beschleunigungen von bis zu 100 m/s^2 und Frequenzen bis 1000 Hz. Da die Messbohrung in der mehrfach verschraubten Adaptionplatte keiner Verformung ausgesetzt war, sind eventuell gemessene Abweichungen des Sensorsignals von dem aus der Vorspannung resultierenden Wert als dynamische Messunsicherheit aufgrund von Resonanzen zu werten. Mit dem Sensordesign aus AT8/IT4 sowie den Ausführungen aus AT9/IT5 und AT10/IT6 (Kapitel 5.7.2.3 sowie Kapitel 5.7.2.4) konnte eine solche Abweichung nicht gemessen werden.

Ergänzend zu den beschriebenen Versuchen wurde der Sensor in einer numerischen Modalanalyse im Frequenzbereich von 1 bis 50 kHz untersucht. Die erste Resonanzfrequenz tritt bei 16766 Hz auf. Die zugehörige Modalform ist in Bild 5.37 dargestellt. Die Farbkodierung gibt die Größe der Ortsverschiebung an (Minimum in Blau, Maximum in Rot).

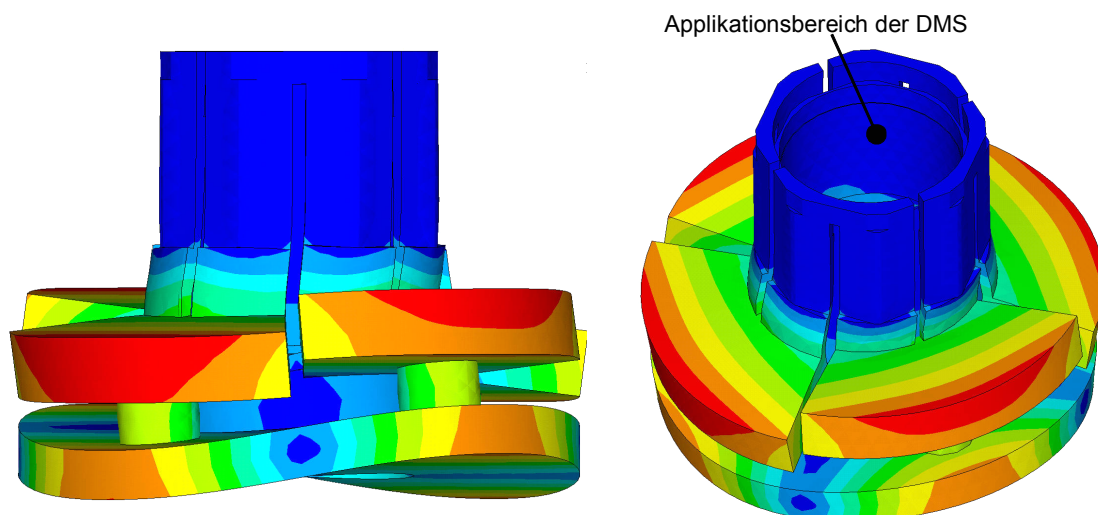


Bild 5.37: Darstellung der ersten Modalform des Sensors bei 16766 Hz

Die Darstellung verdeutlicht, dass die Deformationen bei der ersten Resonanzfrequenz keinen nennenswerten Einfluss auf die Applikationsflächen haben. In ähnlicher Weise beschränken sich alle weiteren simulierten Modalformen bis 50 kHz nur auf den Flanscbereich. Resonanzen, die sich auf die Messfederflächen des Sensors auswirken, ließen sich in dem untersuchten Frequenzbereich nicht auffinden. Bei dynamischen Belastungen mit Frequenzen bis zu wenigen Kilohertz – innerhalb der Eigenfrequenzen von Baukonstruktionen – können für den Sensor Messunsicherheitsbeiträge aufgrund einer frequenzabhängigen Abweichung von dynamischer und statischer Empfindlichkeit vernachlässigt werden.

5.7.2.2 Verifikation des Sensors bei Mehrkomponentenbelastung

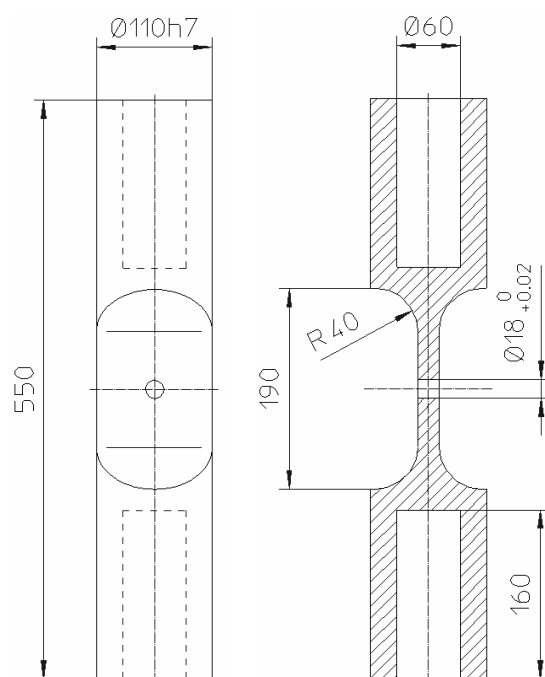


Bild 5.38: Belastungskörper zur Darstellung räumlicher Dehnungskomponenten

Der eckige, verspannbare Sensor wurde zum Abschluss dieser Arbeit in der neuen 6-Komponenten-Kraft- und -Drehmoment-Referenzmesseinrichtung erprobt. Für die Untersuchungen wurde ein neuer Belastungsstab erstellt (Bild 5.38). Ein Rundstahl wurde dazu in seiner Mitte zu einem Blech gefräst, in das die Messbohrung eingebracht wurde. Die runden Enden des Körpers werden in den hydraulischen Spannvorrichtungen der Belastungseinrichtung eingespannt. Bild 5.39 zeigt den Aufbau des in der Belastungseinrichtung montierten Stabes mit adaptierten Sensor.

Bei den Untersuchungen mit dem Sensor wurde die Messunsicherheit bei verschiedenen Lastkomponenten bestimmt. Sie lag unter den in Kapitel 10 angegebenen Werten. Zusätzlich sollte der Sensor bei verschiedenen Lastrichtungen auf eine eventuelle Vorzugsrichtung hin untersucht werden. Die Folge einer eventuellen Anpassung der kraftschlüssigen Kontaktflächen an die Hauptdehnungsrichtung wäre eine Nullpunktdrift nach dem erstmaligen Aufbringen einer andersgerichteten Dehnung. Ein bezüglich der Messunsicherheit nennenswerter Einfluss konnte nicht festgestellt werden.

Von besonderem Interesse war die Untersuchung des Sensorverhaltens bei einer Biegung des Montagebleches. Diese Lastkomponente konnte in den zuvor beschriebenen Belastungseinrichtungen auch mit verschiedenen Hilfsvorrichtungen nicht mit ausreichend großen Dehnungswerten dargestellt werden. Eine Biegung verursacht einen hohen Dehnungsgradienten entlang der Bohrungsachse. Dies kann für den Sensor kritisch sein, da er nur radial, nicht axial als Federkörper ausgelegt ist. Der in Bild 5.38 dargestellte Belastungskörper wurde deshalb konstruktiv so ausgelegt, dass er bei dem maximal möglichen Biegemoment von

1 kN·m ermöglicht große Dehnungen am Bohrungsrand hervorruft. Die Stegdicke des Belastungskörpers ist dabei so gewählt, dass der Sensor bis zur Mitte der durchgehenden Bohrung eintaucht. Dadurch fällt die Dehnung von etwa 1,5 ‰ auf 0 ‰ entlang der Kontaktlinien des Sensors ab.



Bild 5.39 Fotografie des montierten Belastungsstabes mit appliziertem Sensor

Bild 5.40 zeigt die von-Mises Dehnungen aus einer FEM-Simulation des Belastungskörpers bei einer Biegemomentbelastung von 1 kN·m.

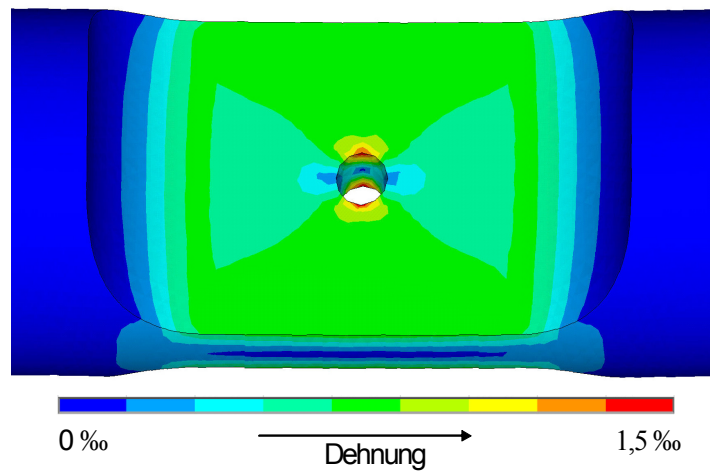


Bild 5.40: von-Mises-Dehnung des Belastungsstabes bei 1 kN·m Biegemomentbelastung

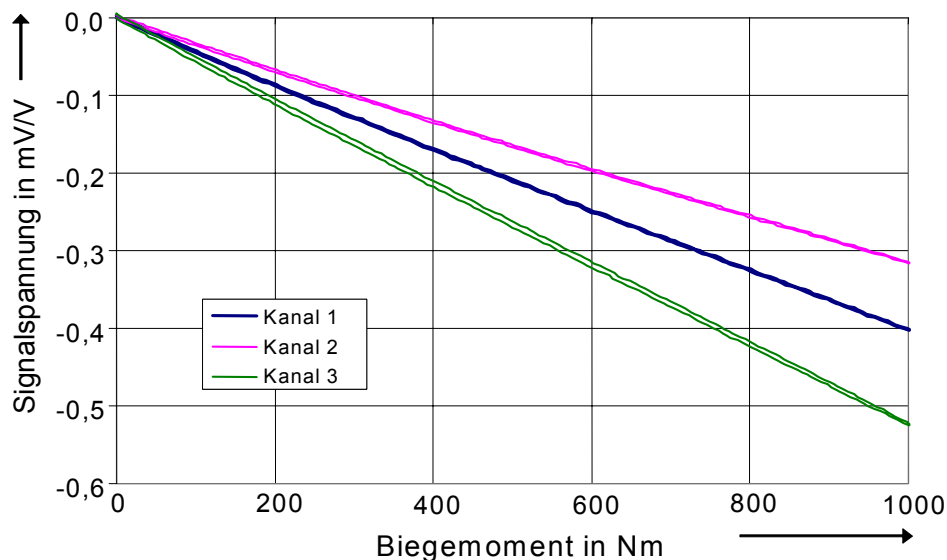


Bild 5.41: Messergebnisse bei Biegemomentbelastung in der zuvor beschriebenen Anordnung

Die Messungen erwiesen die Funktionstauglichkeit des Sensors aus AT8/IT4 auch für diesen Belastungsfall (Bild 5.41). Die Wiederholpräzision bestätigt die in Kapitel 10.1.3 angegebenen Werte von 0,0044. Die Umkehrspanne ist etwas höher als in Kapitel 10.1.4 angegeben.

Ursache dafür ist die bei dieser Messung nicht zu vernachlässigende Hysterese der Belastungseinrichtung. Sie wird vorrangig durch den komplexen mechanischen Aufbau des Hexapodensystems und der einzelnen Antriebe hervorgerufen. Die relative Standardunsicherheit der 6-Komponenten-Kraft- und -Drehmoment-Referenzmesseinrichtung beträgt etwa 0,005. Ohne diesen Unsicherheitsbeitrag der gemessenen, kombinierten Standardunsicherheit von Sensor und Belastungseinrichtung werden alle Unsicherheitsbeiträge des Sensors gemäß Kapitel 10.1 nicht überschritten. Die Überprüfung mit der neuen Belastungseinrichtung bestätigt damit die Funktionsfähigkeit des Sensors.

5.7.2.3 Sonderausführung des Sensors für die Messung in tiefen Messbohrungen

In der bisherigen Ausführung wurde die Anzugskraft zur Verspannung über einen äußeren Flanschring eingebracht. Dies hat den Vorteil, dass durch den mit DMS applizierten und zu kapselnden Innenraum kein Element zur Kraftübertragung verläuft. Aus der Industrie kam im Verlaufe dieser Arbeit jedoch die Anfrage nach einem Sensor, der in einer tiefen Messbohrung eines Brückenaufagers versenkt werden kann. Da dem Anwender eine Bohrung von 34 mm für die Flanschsegmente nicht akzeptabel erschien, wurde eine innenverspannbare Ausführungsform entwickelt(AT9/IT5). Ziel war es, die positiven Erfahrungen mit der Version aus AT8/IT4 zu übernehmen und den für diese Geometrie entwickelten Sonder-DMS (Kapitel 6) zu nutzen.

Deshalb wurde der sorgfältig dimensionierte konische Bereich des Innenteils IT4 übernommen. In den Kontaktbereichen wird ebenso die konstruktive Auslegung des Außenteils AT8 genutzt. Die Spannkraft für diesen Sensor wird jedoch nicht über die Flansche erzeugt. Sie soll durch eine mittige Zugschraube eingebracht werden, die in ein Gewinde einer Abschlussplatte fasst. Diese Abschlussplatte ersetzt den Flansch des Außenteils AT8. Aufgrund der Gewindebohrung in der Abschlussplatte für die Spannschraube kann das Außenteil nicht abwechselnd von oben und unten geschlitzt werden. Die acht Dehnungsschlitze wurden deshalb zu der offenen Seite eingebracht, in die das Innenteil eintaucht. Das Außenteil AT9 kann Bohrungstoleranzen nicht mehr durch eine mäanderförmige Aufweitung ausgleichen. Es besitzt deshalb einen langen Dehnungsbereich mit sehr dünnwandig gestalteten Kontaktsegmenten, die durch eine Doppelbiegung eine Anpassung der Kontaktbereiche des Außenteils an den Bohrungsdurchmesser ermöglichen. Die dazu benötigte, möglichst geringe Wandstärke wird jedoch durch die zu übertragende Anzugskraft eingeschränkt. Über FEM-Simulationen und mehrere Testmuster wurde die in Bild 5.42 dargestellte optimierte Ausführung bestimmt.

Die Messergebnisse in Bild 5.35 belegen, dass trotz der fehlenden abwechselnden Schlitzung nur geringfügige Einschränkungen des Messbereichs gegenüber dem außenverspannbaren Sensor aus AT8/IT4 hingenommen werden müssen.

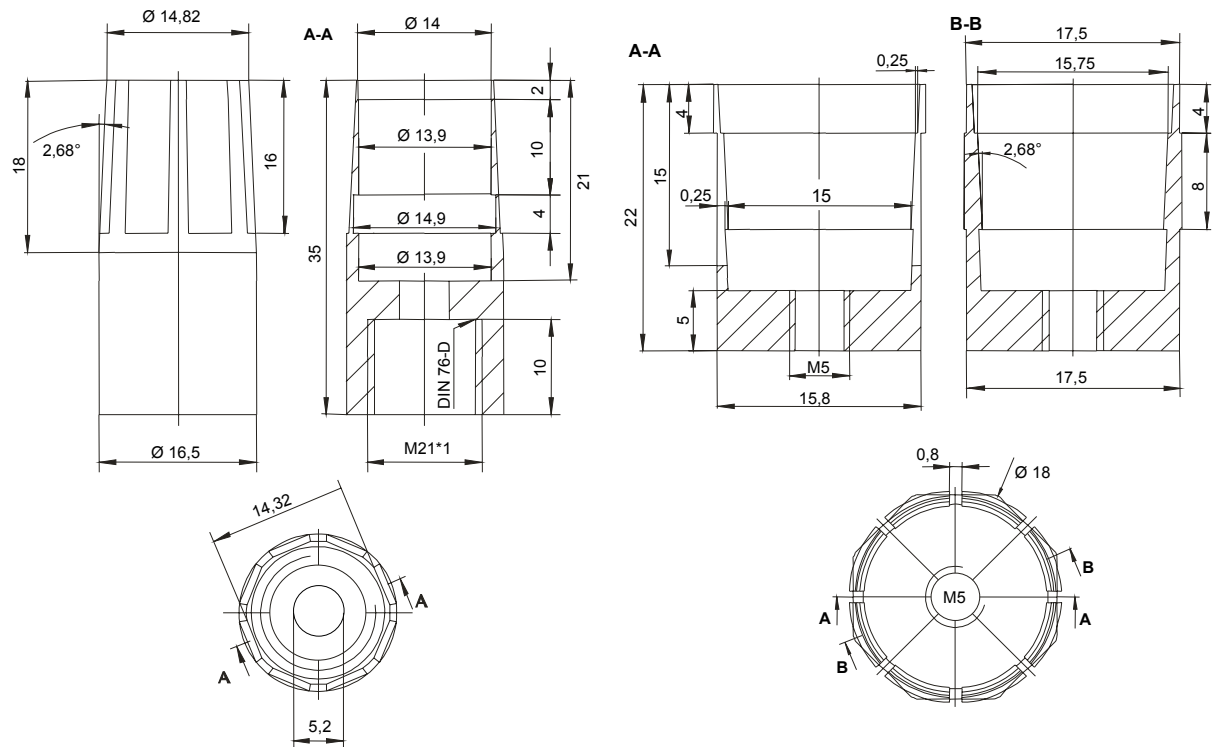


Bild 5.42 Zeichnung des innenverspannbaren eckigen Sensors des Typs AT9 / IT

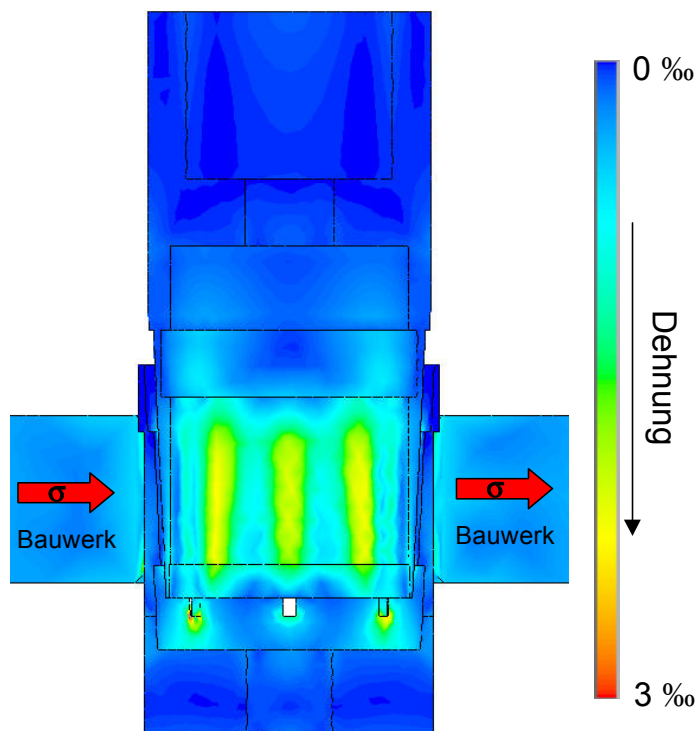


Bild 5.43: FEM-Simulation des innenverspannbaren Sensors (AT9/IT5)

Bild 5.43 zeigt eine entsprechende FEM-Simulation des Sensors. Die Dehnungen im Übergangsbereich zum Bodenstück (mit der Gewindebohrung für die zentrale Spannschraube) sind um ein Vielfaches kleiner als in dem DMS-Applikationsbereich. Dies wird durch eine entsprechend lange und biegeweiche Ausführung erreicht. Die von der Ausführung AT8/IT4 bekannten höheren Dehnungen am Innenteil über den von unten eingeschnittenen Dehnungsschlitten treten bei dem Sensor AT9/IT5 nicht auf.

Die mittige Ausführung der Zugschraube hat jedoch Nachteile bei der Kapselung des Sensors AT9/IT5. Eine metallische Kapselung, wie sie bei herkömmlichen Kraftaufnehmern

wirkungsvoll eingesetzt wird, ist hier nicht möglich. Die in Kapitel 8 gefundenen, neuartigen Kunststoffkapselungen lassen jedoch auch hier eine hohe Lebenserwartung zu.

5.7.2.4 Sonderausführung des Sensors zur Messung räumlicher Dehnungszustände

Der Bauwerkssensor soll vorrangig für die Messung von ebenen Dehnungszuständen eingesetzt werden, wie es z.B. auch bei dem Beispiel in Kapitel 9 anhand der Ersatzbauwerke gezeigt wird. Einige Anwendungsfälle in der Bauwerksüberwachung verlangen jedoch die Messung von Torsionen in Blechen. Dazu kann der Sensor entsprechend der Ausführung AT8/IT4 genutzt werden. Um die Messempfindlichkeit für axiale Dehnungen weiter zu verbessern, wurde das Konzept des radialen Federelements auf das des axialen Federelements erweitert. Der in seinen Wandstärken modifizierte, prinzipiell dünnwandigere Sensor kontaktiert die Bohrung nicht mehr über Linienelemente, sondern nur noch über einzelne Kontaktpunkte, die durch entsprechende Ausfräsungen der ursprünglichen Linienkontakte des Außenteils AT8 erzeugt werden. Die so entstehenden Kontaktstellen sind in Bild 5.44 dargestellt.

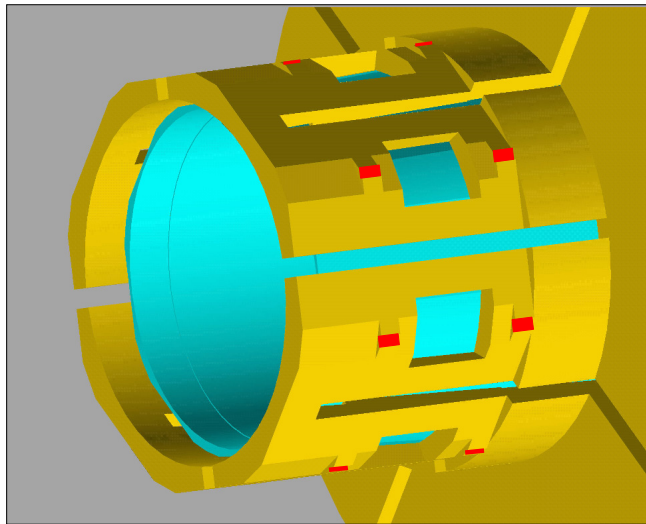


Bild 5.44: AT10 (gelb) mit unterbrochenen Linienkontakten (rot markiert) und Ausschnitten zur Erzeugung einer geringen axialen Steifigkeit, darin IT6 (blau)

Mit dem AT10/IT4 konnten vergleichbare Messwerte wie mit dem AT9/IT5 erzielt werden (vgl. Bild 5.35). Die normierte Empfindlichkeit weicht erst ab 2 ‰ maximaler Dehnung am Bohrungsrand deutlich von Eins ab. Der Sensor kann mit dem für die Kombination AT8/IT4 layouteten DMS appliziert werden und in einer Halbbrückenschaltung mit sechs Halbbrücken Messwerte zur Bestimmung der sechs unbekannten Größen des räumlichen Dehnungsfalls liefern. Eine Verbesserung des Sensor AT10/IT6 gegenüber der Ausführung AT8/IT4 zeigt sich bei einer Torsionsbelastung in einer Drehmoment-NME (Kapitel 3.2), bei der der Sensor in

einem Belastungsstab montiert ist (Kapitel 4.1). Die herkömmlichen Ecksensoren erreichen dabei einen Messbereich von 3 ‰ nur unter maximaler Ausnutzung der Anzugskraft, verbunden mit einer relativen Hysterese von 1 %. Der Sensor AT10/IT6 zeigt bei 2/3 der maximalen Anzugskraft nur 0,5 % Hysterese.

Um eine gegenüber dem speziell entwickelten Mehrfachgitter-DMS (Kapitel 6) verringerte Messunsicherheit bezüglich einer Torsion des Messobjekts zu erzielen, können herkömmliche DMS auch schräg an der Innenfläche appliziert werden. Der Sensor ermöglicht so jedoch nur die Messung von Torsionen und Biegebelastungen des Messobjekts und ist daher nur für Sonderanwendungen interessant. Alternativ wäre ein weiterer spezieller Mehrfachgitter-DMS zu layouten, was in der zukünftigen industriellen Vermarktung entsprechend wirtschaftlichen Aspekten verwirklicht werden soll.

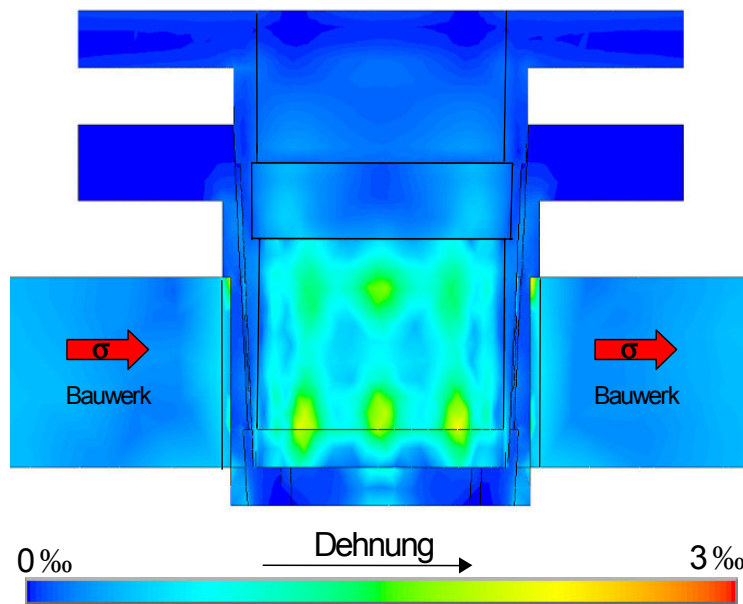


Bild 5.45 zeigt eine Dehnungsanalyse (van-Mises-Dehnungen) mit dem Sensor AT10/IT6. Die Dehnungen weisen keine kritische Überhöhung an einzelnen Bereichen des Sensors auf.

Als Ergebnis der Optimierung des Adaptionmodells stehen somit drei Ausführungsformen für jeweils unterschiedliche Anwendungen zur Verfügung:

Bild 5.45: AT10/IT6 zur Messung axialer Dehnungen bei ebener Belastung

- Sensor AT8/IT4. Er zeichnet sich durch hervorragende Messeigenschaften bei ebenen Dehnungszuständen aus
- Sensor AT9/IT5. Dieser Sensor ist durch zur Montage in tiefen Bohrlöchern geeignet und weist trotz prinzipbedingter Nachteile gegenüber dem vorgenannten Sensor nur einen geringfügig verringerten Messbereich auf
- Sensor AT10/IT6. Unterbrechungen in den Kontaktlinien und Aussparungen im Außenteil ergeben einen in axialer Richtung sehr weichen Sensor, der zur Messung räumlicher Dehnungszustände gut geeignet ist ohne dabei bei hohen ebenen Dehnungen Nachteile gegenüber dem Typ AT8/IT4 zu zeigen.

Die drei genannten Ausführungsformen besitzen im Applikationsbereich dieselben Abmessungen, so dass ein gemeinsames DMS-Layout (Kapitel 6) genutzt werden kann. Bei gleichem Bohrungsdurchmesser von 18 mm können auch alle Einrichtungen zur statischen und dynamischen Kalibrierung ohne Modifikation genutzt werden

5.8 Auswahl und Härtung eines hochfesten Edelstahls für den Sensor

Aufgrund der guten Bearbeitungsqualitäten und der sehr hohen mechanischen Festigkeit wurde in der ersten Versuchsphase ein hochfester 30CrNiMo8-Stahl mit der Werkstoffnummer 1.6580 für die verschiedenen Testsensoren verwendet. Dieser Stahl weist eine Dehnfestigkeit $R_{p\ 0,2}$ von 1100 N/mm² auf. Die Legierung ist allerdings nicht rostfrei. Um in der rauen klimatischen und chemischen Bauwerksumgebung zu bestehen, wird für den Bauwerkssensor eine chemisch sehr beständige Edelstahllegierung benötigt, die eine dem 1.6580-Stahl vergleichbare Dehnfestigkeit $R_{p\ 0,2}$ aufweist, um ein Beulen des Sensors bei unsachgemäßer Handhabung beim Verspannen zu vermeiden. Versuche mit verschiedenen Stählen zeigten, dass das Anzugsmoment der Spannschrauben beim Auftreten von Schäden am Innenteil und die Dehnfestigkeit $R_{p\ 0,2}$ des verwendeten Werkstoffes angenähert linear sind. Um einem Anzugsmoment einer aus der Vorspannung resultierenden Dehnung von bis zu 5 % standzuhalten, sollte die Dehnfestigkeit nicht unter 800 N/mm² betragen. In Literaturrecherchen ist keine ungehärtete, rostfreie Stahllegierung bekannt, die eine entsprechende Festigkeit erlaubt. Deshalb wurde eine härtbare Edelstahllegierung gewählt. Im Präzisionskraftaufnehmerbau wird aufgrund hervorragender linearelastischer Eigenschaften und einer sehr hohen Zugfestigkeit häufig eine CrNiCuNb Legierung (1.4542) verwendet. Dieser Stahl ist härtbar. In der Literatur sind jedoch keine Angaben über das Härten von Strukturen mit Wandstärken von unter einem Millimeter verfügbar. Stahlerzeuger und Verhüttungsbetriebe weisen eigene Erfahrungen bei dem Härtungsvorgang als Betriebsgeheimnisse aus.

Entsprechend wurde für den Sensor eine optimale Härtungsprozedur in vielfältigen Versuchen ermittelt. Strukturen mit Wandstärken vergleichbar der des Innenteiles aus 1.4542 Stahl sind entsprechend dem folgenden Schema optimal auszuhärten:

- Losglühen 5 Minuten bei 1030 °C
- Abkühlen in bewegter Luft oder Öl
- Auslagern 4 Stunden bei 550 °C
- Abkühlen in Luft

Nach der Härtung konnte für Strukturen mit 0,5 mm Wandstärke eine Zugfestigkeit von deutlich über 1000 N/mm² ermittelt werden. Die Härte des Stahls beträgt nach Messungen 59 HRB. Die so gefertigten Sensorgehäuse sind durch die möglichen Anzugskräfte der vier M4-Spannschrauben nicht zu zerstören. Vor dem Beulen des Innenteiles kommt es zu einem Abreißen der Schrauben. Dies ist ein entscheidender Vorteil der gehärteten Stahllegierung, da der Sensor so auch bei unsachgemäßer Handhabung bei der Montage nicht beschädigt werden kann. Von besonderer Bedeutung ist die sehr hohe Härte des Materials. Messungen in Zugstäben aus verschiedenen Materialien zeigten, dass die Messunsicherheit gerade bezüglich

des Hystereseverhaltens besser ist, wenn das Sensormaterial eine höher Härte als die des Bauwerkes aufweist. Ursache sind minimale plastische Verformungen an den Oberflächen der Kontaktflächen zur Anpassung von fertigungsbedingten Oberflächenunebenheiten, wie z.B. Riefen beim Bohren. Für das Messverhalten ist es offensichtlich von Bedeutung, dass solche Verformungen nicht an den präzise gefertigten Kontaktschneiden des Sensors, sondern in dem Umgebungsmaterial des Bauwerkes stattfinden. Daraus ergibt sich zusätzlich ein mikroskopischer Formschluss.

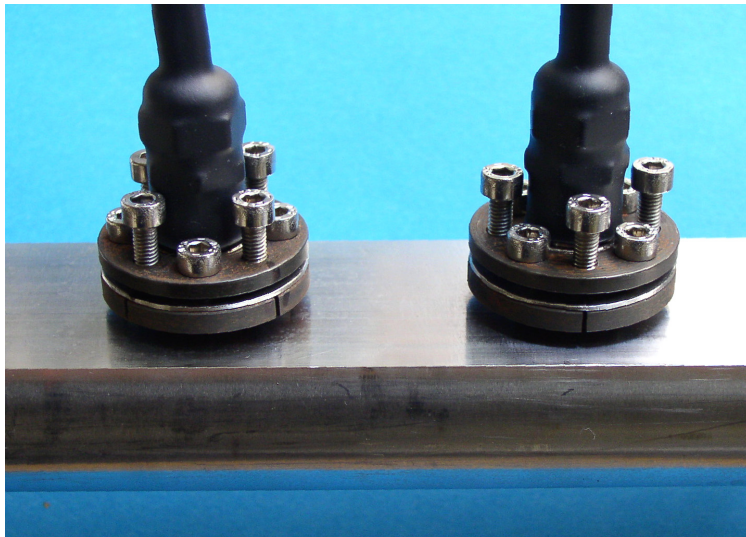


Bild 5.46: Testsensoren nach Salzwasserbeaufschlagung und 30 OIML-R60 Prüfzyklen (Kapitel 3.7)

Sensoren aus der gehärteten 1.4542-Stahllegierung wurden auch mit Salzwasser befeuchtet und in Klimakammern getestet. Dabei bildete sich lediglich eine minimale Schicht von Flugrost im Bereich der verbliebenen Zunderschicht (Bild 5.46). Diese Schicht wird im Sensorinneren durch Sandstrahlen und an den Kontaktflächen zwischen Innenteil, Außenteil und Messbohrung durch Polieren entfernt.

Kapitel 6

Entwicklung eines Mehrfachgitter-DMS-Layouts mit integrierter Verschaltung für den Bauwerkssensor

Der vieleckige Sensor ist aufgrund seines kleinen Innenraums nicht mit Serienprodukten von DMS zu applizieren. Diese sind zu groß für eine genügende Anzahl von Messgittern zur Realisierung dreier Wheatstone'schen Brückenschaltungen, wie sie zur präzisen Ermittlung der drei ebenen Dehnungskomponenten notwendig sind. Die Applikation mehrerer DMS im kleinen Sensor ist zudem schwierig und zeitaufwändig.

Deshalb wurde für den Sensor ein spezielles DMS-Layout entworfen, das zwölf Messgitter auf einem einzigen Folienträger beinhaltet. Sie sind bereits zu Halbbrücken verschaltet und können je nach Anwendungszweck als sechs Halb- oder drei Vollbrücken genutzt werden. Bei dem Design der Messgitter wurde sowohl auf eine optimale Ausnutzung der hochgradig gedehnten Messflächen im Sensorinneren als auch auf eine möglichst hohe Symmetrie zugunsten einer guten Temperaturstabilität des Nullsignals geachtet.

Um den Sensorinnenraum einfach und präzise mit diesem DMS applizieren zu können, wurde eine Hilfsvorrichtung gebaut, mit der der Anpressdruck auf den DMS eingestellt werden kann. Der Mechanismus ermöglicht die zudem die Verwendung langsam oder heiß härtender Klebstoffe bei vorgegebenen Anpressdruck.

6.1. Probleme bei der Verwendung herkömmlicher Klebstoffe

Das achteckige Sensordesign AT8/IT3 und seine Variante AT9/IT4 für tiefe Messbohrungen besitzen acht mögliche Messpositionen. Die Messgitter der verwendeten DMS sollten sich möglichst exakt an diesen Positionen befinden. Vor der endgültigen Festlegung des Adaptionmodells wurden herkömmliche DMS eingesetzt. Zur Verwendung kamen dabei DMS des Typs LY 41-0,6/120 der Firma HBM. Diese DMS bestehen aus einer Polyimid-Trägerfolie, auf denen ein quadratisches Konstantan-Messgitter mit einer Seitenlänge von 0,6 mm und einem Nennwiderstand von 120 Ω aufgebracht ist. Die DMS besitzen integrierte Anschlussdrähte, die mit den Lötstützpunkten am flanschseitigen Ende des Innenteils verbunden werden. Die Anschlusskabel werden dort in einer sogenannten 4-Leiterschaltung angeschlossen. Dabei ermöglichen zwei Spannungspfade (Kapitel 3.6) die Messung und Kompensation der Leitungsverluste. Die Innenteile der Sensoren AT8 / IT4 wurden anfangs mit acht einzelnen DMS appliziert (Bild 6.1). Der bei der manuellen Applikation anfallende Zeitaufwand ist erheblich. Abweichungen von der Sollposition sind auch bei sorgfältigem Arbeiten nicht auszuschließen, da das exakte Positionieren in einer Innenbohrung von 13,9 mm Durchmesser nicht so präzise wie auf einer äußeren, freien Fläche möglich ist. Zusätzlich kommt es infolge der hochviskosen DMS-Klebstoffe zu einer Benetzung im Nahbereich des DMS, wo die benachbarten DMS appliziert werden sollen. Der überschüssige Klebstoff muss deshalb nach jeder einzelnen Applikation durch Abschleifen entfernt werden, was zu einem relevanten Materialabtrag des nur 0,3 mm starken Applikationsbereichs führen kann. Bei den vorherrschenden Biegebeanspruchungen wirkt eine Veränderung der Wandstärke mit der dritten Potenz auf die Biegesteifigkeit ein. Durch den hochviskosen Klebstoff (schnellhärtender Acrylat-Klebstoff Z 70, HBM) ist auch bei sorgfältiger Dosierung eine unbeabsichtigte Benetzung der Oberflächen bereits applizierter DMS nicht auszuschließen. Solche Klebstoffverschmutzungen führen aufgrund der mechanischen Rückwirkung des schlecht linearelastischen Materials zu einem verstärkten Hystereseverhalten des DMS.

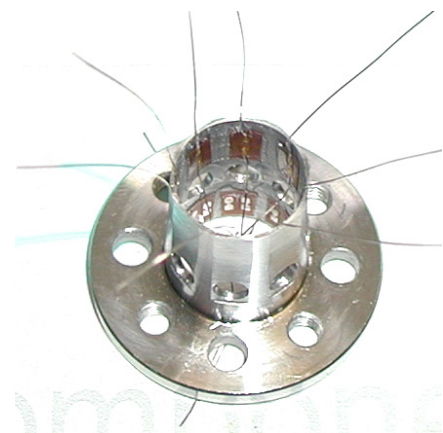


Bild 6.1: Innenteil 4 mit acht applizierten DMS

Das nichtlineare Verhalten der Klebstoffe, wie es in Kapitel 5.3 z.B. bei geklebten Sensoren festgestellt wurde, erfordert deshalb eine möglichst dünne Klebstoffschicht zwischen DMS und Metall. Dies lässt sich durch einen hohen Anpressdruck während des Aushärtens erzielen, der durch ein Anpressen mittels Fingerkraft oder auch durch spezielle Klemmvorrichtungen aufgebracht wird. Durch kraftvolles Überstreichen über eine aufgelegte Teflonfolie kann zuvor überflüssiger Klebstoff herausgedrückt werden. In dem kleinen Sensorinnenraum kann mittels Fingerkraft keine genügend starke Anpressung erzeugt werden. Ein Herausdrücken von überflüssigem Klebstoff ist nicht möglich. Aus diesen Gründen kann eine Klebeschicht im

Innenteil nicht ähnlich gleichmäßig dünn hergestellt werden wie bei herkömmlichen Applikationen auf gut zugänglichen Flächen.

Als Klebstoff können bei dem manuellen Einkleben nur schnellhärtende Acrylate verwendet werden. In eigenen Versuchen (Kapitel 8) zeigte sich aber eine geringere Alterung durch Feuchtigkeit bei über mehrere Stunden aushärtende Polymethylmethacrylat-Klebstoffe. Um solche Klebstoffe zu verwenden, bedarf es daher einer Hilfsvorrichtung, mit der der DMS während des Zeitraums der Aushärtung angepresst wird.

Die Messung von Dehnungen mittels Viertelbrückenschaltung ist mit einer erheblichen Temperaturdrift verbunden. Eine Applikation nach Bild 6.1 zeigt eine Signal-Temperaturdrift, die sogenannte T_{k0} , von $0,01 \text{ mV}/(\text{V}\cdot\text{K})$. Für eine Vollbrückenschaltung bei exakter Symmetrie der Messgitter und Zuleitungen in beiden Stromkanälen würde sich der gegenseitige Einfluss der Temperaturdrift der einzelnen Messgitter und Zuleitungen kompensieren. Um eine exakte Temperaturkompensation zu ermöglichen und um eine maximale Signalspannung zwischen den Messpunkten der Wheatstone'schen Brückenschaltung zu erhalten, ist dabei eine Vollbrückenschaltung aus vier aktiven Messgittern erforderlich.

Eine Verschaltung zu Halb- oder Vollbrücken ist mit acht möglichen, herkömmlichen DMS nicht sinnvoll. Befindet sich die Messbohrung des Sensors aus AT8 / IT4 in einem Bereich äußerer homogener Dehnung, so treten bei dem achteckigen Aufnehmer an zwei gegenüberliegenden Messstellen identische Dehnungen auf. An diesen Bereichen applizierte DMS können zwecks einer Temperaturkompensation und einer Verdoppelung des Messsignals diagonal zu einer Halbbrücke verschaltet werden. Für eine solche Verschaltung bieten marktübliche Messverstärker keine Anschlussmöglichkeit. Halbbrücken lassen sich bei dem im Rahmen dieser Arbeit verwendeten MGC+ Verstärkersystem nur als Reihenschaltung innerhalb eines Messzweiges anschließen. Zur Realisierung eines solchen Brückenzweiges wird aber eine gegenläufige Dehnung an beiden Applikationsstellen benötigt, da sich die Widerstandsänderungen sonst in der Messbrückenverstimmung kompensieren würden. Deshalb muss ein Messgitter um 90° gedreht werden, um ein negiertes Signal über die Querkontraktion zu erzeugen. Da die vollständige Verschaltung der Halbbrücken zu einer Vollbrücke im Messverstärkersystem erfolgen muss, ergeben sich durch die in der Bauwerksüberwachung auftretenden, sehr langen Anschlusskabel erhebliche Messunsicherheiten infolge verschiedener Einflüsse auf die Zuleitungen. Deshalb ist eine Vollbrückenschaltung im Sensor unbedingt vorzuziehen. Um die drei unbekannten Größen einer ebenen Dehnungsverteilung (erste und zweite Hauptdehnung sowie deren Orientierung) eindeutig zu bestimmen, werden drei Messsignale bei verschiedenen Winkelorientierungen benötigt, das heißt, es wären 12 Messgitter für einen Sensor notwendig. Alle handelsüblichen DMS sind dafür jedoch nicht hinreichend klein, um mehrere DMS auf einer der acht Messflächen zu applizieren. Eine alternative Sensorausführungsform mit 12 Messflächen für entsprechend viele DMS lässt sich nicht mit vergleichbar guten Messeigenschaften wie für den achteckigen Sensor AT8/IT4 realisieren. Die hierbei zwangsläufig kleineren Messflächen im Innenteil wären außerdem in ihrer tangentialen Größe kleiner als herkömmliche DMS. Eine entsprechende Vergrößerung

des Sensors und der Messbohrung ist wegen der damit verbundenen, zunehmenden Schwächung des Bauwerkes durch die Messbohrung nicht erwünscht.

6.2 Layout eines an die Sensorgeometrie angepassten Mehrfachgitter – DMS

Als Lösung der oben genannten Probleme wurde ein Mehrfachgitter-DMS entwickelt, der auf einer Trägerfolie insgesamt 12 Messgitter mit einer Verschaltung zu sechs Halbbrücken enthält. Diese Halbbrücken sind wie zuvor beschrieben angeordnet: jeweils ein Messgitter misst die radiale Kontraktion und das zweite, negierte Signal wird durch ein benachbartes, orthogonal angeordnetes Messgitter über die Querkontraktion erzeugt. Von den acht Dehnungsfeldern, die sich durch den achteckigen Aufbau des Sensors AT8/IT4 im Innenteil ausbilden, werden sechs durch die Halbbrücken erfasst. Dabei werden die im Innenteil gegenüberliegenden Halbbrücken zu Vollbrücken verschaltet. Somit stehen drei Vollbrücken zur Verfügung, um die drei Unbekannten des ebenen Dehnungszustandes zu bestimmen. Bild 6.2 zeigt ein Foto des entwickelten DMS mit eingetragenen Bemaßungen.

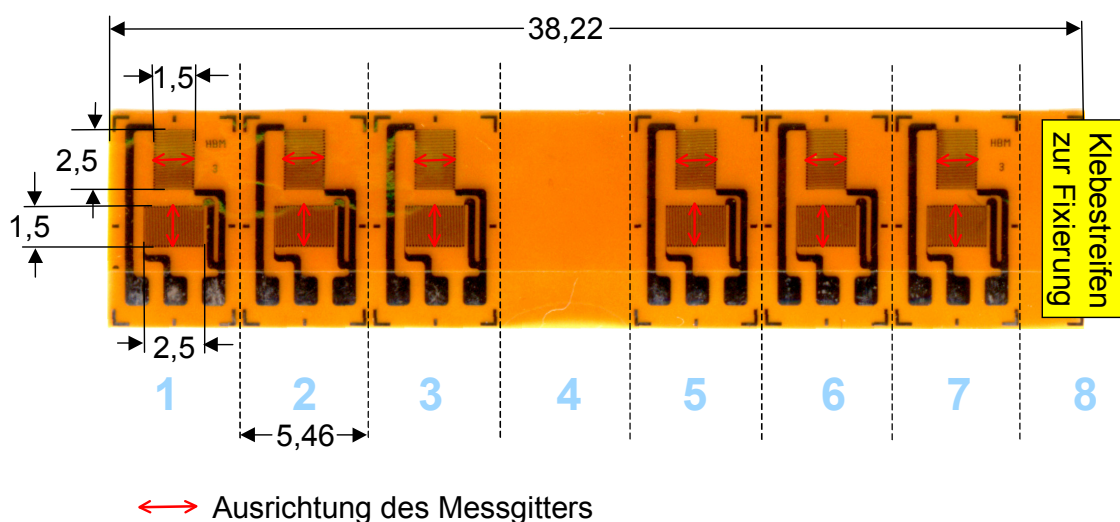


Bild 6.2: Mehrfachgitter-DMS mit sechs Halbbrücken für die Innenteile IT4 und IT5

Die blauen Zahlen in Bild 6.2 bezeichnen dabei die einzelnen Abschnitte des achteckigen Sensors. Dessen Kantenlinien befinden sich an der Position der gestrichelten Linien. Im achten Abschnitt ist ein Klebestreifen angebracht, mit dem der DMS im Sensor fixiert wird. Die Kante des DMS wird dazu an einer Markierung ausgerichtet, die zuvor mittels einer Anreißvorrichtung an einer exakt definierten Positionen im Innenteil angebracht wurde.

Die Abmessungen der 12 Messgitter wurden an die Größe der Dehnungsfelder im Innenteil angepasst. Ziel war es, die Messgitter etwas größer als den in Bild 6.3 gelb gefärbten, hochbelasteten Bereich zu gestalten, um bei Winkelabweichungen um die Längsachse als Folge der Applikation keine allzu große Änderung der Messsignale zu haben, wie es in dem stark gedehnten Bereich mit seinem großen Dehnungsgradienten sonst der Fall wäre. Das Layout der Messgitter und insbesondere die Form der Umkehrpunkte wurden bezüglich der

Erfahrungen des Herstellers zur Unterbindung von Querempfindlichkeit und Kriechverhalten ausgelegt (Kapitel 3.4.5). Für den Bauwerkssensor wurde ein mit $350\ \Omega$ Widerstand für DMS relativ hochohmiges Messgitter gewählt. Die ohmschen Widerstände der in der Bauwerksüberwachung sehr langen Zuleitungen haben so einen geringeren relativen Einfluss auf den angeschlossenen Gesamtwiderstand am Verstärkereingang. Gleichzeitig ermöglichen solche DMS höhere Speisespannungen, was bei der Verwendung von Gleichspannungsverstärkern zu einer geringeren relativen Nullpunktdrift führt. Solche Verstärker werden benötigt, wenn höhere Frequenzen des Eigenschwingungsverhaltens eines Bauwerkes gemessen werden sollen.

Zur Messung ebener Dehnungszustände werden jeweils zwei gegenüberliegende Halbbrücken zu einer Vollbrücke verschaltet. Das geschieht mittels der Verdrahtung vom DMS zu den Lötstützpunkten. Bei der Verkabelung ist darauf zu achten, dass sich keine Asymmetrien in den Halbbrücken ergeben. Sie würden zu einer erhöhten Temperaturempfindlichkeit führen. Die Länge der Anschlussdrähte wurden deshalb so gewählt, dass die unterschiedliche Länge der Zuleitungen (Bild 6.2, Leiterlänge vom linken und mittigen Lötstützpunkt bis zum Messgitter) kompensiert wird. Eigene Messungen sowie Untersuchungen der Firma GTM Messtechnik GmbH, Bickenbach zeigten, dass die Temperaturempfindlichkeit T_{k0} so bei etwa $0,0002\ \text{mV}/(\text{V}\cdot\text{K})$ liegt.

Das Bild 6.3, links, verdeutlicht die Position der Messgitter im Dehnungsfeld des belasteten Sensors. Bild 6.3, rechts, zeigt einen Blick in das Innere des applizierten und verdrahteten Sensors. Es wird deutlich, dass für die Verschaltung der Anschlüsse immer noch ein erheblicher Aufwand durchzuführen ist. Eine alternative Ausführung eines Mehrfachgitter-DMS mit integrierter Vollbrückenschaltung bedarf jedoch der Überschneidung von Leiterbahnen. Da eine Durchkontaktierung mit den vorhandenen fertigungstechnischen Möglichkeiten nicht möglich ist, müsste der DMS aus drei Ebenen von Kunststofffolien

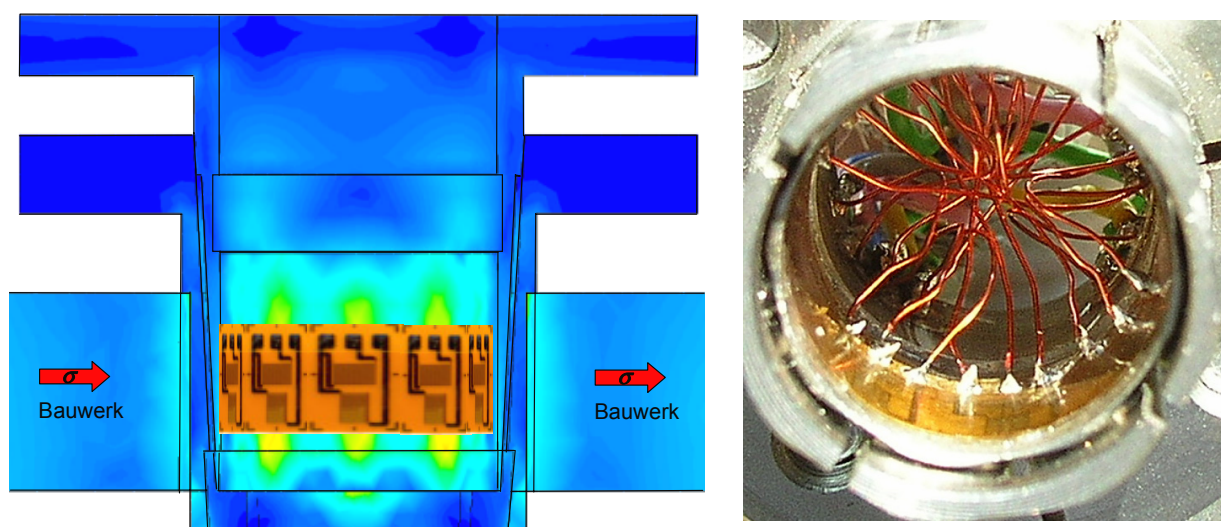


Bild 6.3: Van-Mises-Dehnungen des Sensors mit eingezeichnetem DMS (links), Blick in das Innenteil mit DMS und Anschlussdrähten zur Verschaltung für drei Halbbrücken(rechts)

hergestellt werden. Eine solche Ausführung wird nicht für Sonderanfertigungen nicht angeboten. Es existieren zwar Mehrfachgitter-DMS von verschiedenen Herstellern, bei denen mehrere Messgitter übereinander verdreht angeordnet sind. Ein solcher Aufbau erhöht jedoch insbesondere für das oben liegende Messgitter die Messunsicherheit erheblich. Gleichzeitig wird der dann relativ dicke DMS beim Einrollen hochgradig belastet und unter Umständen bei der Applikation beschädigt.

6.2.1 Vorgehensweise bei der Verklebung des DMS im Sensorinneren

Herkömmliche DMS sind wie beschrieben nur mit hohem zeitlichen Aufwand unter Verwendung von schnellhärtenden Klebstoffen im Innenteil zu applizieren. Der entwickelte Mehrfachgitter-DMS bietet bei seiner Einklebung erhebliche Vorteile. Der DMS wird anhand einer über eine Vorrichtung exakt angebrachten Markierung ausgerichtet und mittels eines Klebestreifens (Bild 6.2) fixiert.

Untersuchungen (Kapitel 8) ergaben, dass der über mehrere Stunden heiß aushärtenden Klebstoff EP350S der Firma HBM sowie der ebenfalls langsam aushärtende PMMA-Klebstoff „Super Bond“ der Firma Sun Medical eine deutlich höhere Standhaftigkeit gegenüber Feuchtigkeit haben als andere schnellhärtende Klebstoffe. Die exakte Fixierung und ein für den Klebstoff optimaler Anpressdruck müssen durch eine entsprechende Vorrichtung gewährleistet sein. Für eine solche Vorrichtung wurde ein mit flüssigem Stickstoff gekühlter Gummistopfen in einer Drehbank auf die exakte Form gedreht. Dieser Gummikörper wird durch die Vorrichtung in das Sensorinnere eingebracht und im Bereich der DMS gestaucht. Der zunächst mit dem Klebestreifen fixierte DMS wurde zuvor mit einem feinen Pinsel mit Klebstoff hinterstrichen. Um ein Verkleben des Gummikörpers zu vermeiden, wird er mit einer dünnen Teflonfolie umwickelt. Über eine Anzugsschraube und einen Drehmomentschlüssel lässt sich anschließend die für die Klebung benötigte Anpresskraft auf den DMS aufbringen. Zur Bestimmung dieser Anpresskraft wurde ein dünnwandiges Al-Röhrchen mit dem Durchmesser des Innenteils IT4 mit einem DMS appliziert und die Dehnung beim Einpressen des Gummistopfens gemessen. Auf diese Weise kann die Anpresskraft in Abhängigkeit des Anzugsmomentes bestimmt werden. Bild 6.4 zeigt die Anpressvorrichtung und ihre einzelnen Bauteile.

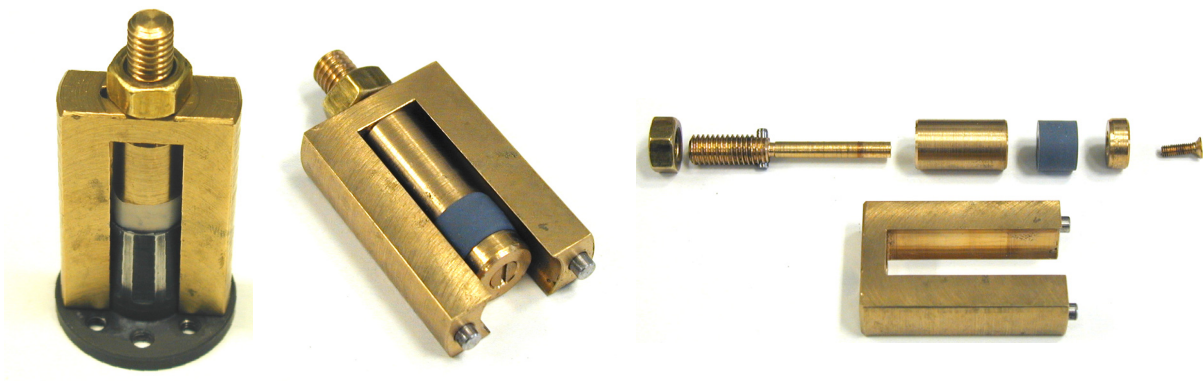


Bild 6.4: Anpress- und Fixierungsvorrichtung zur Applikation des Mehrfachgitter DMS

Kapitel 7

Kalibrierung des eckigen, verspannbaren Sensors

Die von dem Sensor ausgegebenen Messsignale in mV/V müssen auf die zu messende Dehnung bzw. der daraus zu berechnenden mechanischen Spannung bezogen werden. Die hierfür erforderliche Kalibrierung verlangt eine exakte Darstellung der äußeren Dehnungszustände.

Der Sensor soll gemäß Aufgabenstellung vorrangig für die Messung ebener Dehnungszustände eingesetzt werden. Die Kalibrierung dazu geschieht in einem eigens erstellten, runden Kalibrierkörper, mit dem eine Rotation von erster und zweiter Hauptdehnung dargestellt werden kann. Hierzu wird er in einer Kraft-Normal-Messeinrichtung montiert und in seinen Auflagern um die Bohrungsachse gedreht. Die Sensorsignale werden bei gegebener Kraftbelastung bei verschiedenen Winkelpositionen gemessen und mit den aus Simulation, Rechnung und Messung bekannten Referenzdehnungen verglichen. So können die sogenannten Kalibrierkonstanten eines jeden Sensor-Messkanals bestimmt werden.

Der runde Kalibrierkörper diene neben der Kalibrierung aber auch dem messtechnischen Nachweis, dass die Sensorsignale über eine Kreisfunktion reproduzierbar und stetig mit der Hauptdehnungsrichtung verknüpft sind und keine Signalsprünge durch eventuelle Kippbewegungen der Sensorsegmente zeigen. Eine derartige Kalibrierung ist jedoch aufgrund der hohen Zahl von einzeln anzufahrenden Messpunkten und der jeweils exakten Justage des Kalibrierkörpers zeitaufwendig.

Für die industrielle Kalibrierung wurde deshalb ein eckiger Kalibrierkörper entwickelt, der mit nur drei Messpositionen eine schnelle und damit kostengünstige Kalibrierung erlaubt.

7.1 Prinzipielle Vorgehensweise bei der Kalibrierung

Der achteckige Sensor (siehe Kapitel 5.2) zeigt an den Applikationspositionen der Messgitter Dehnungsverläufe, die in Betrag und Richtung nicht den zu bestimmenden Dehnungszuständen der Bauwerksumgebung entsprechen. Ein theoretischer Rückschluss vom Sensor-Messsignal auf die gesuchte Dehnung ist aufgrund vieler Unsicherheitsquellen nur ungenügend zu realisieren. Die Messunsicherheit bei der Spannungsanalyse mittels DMS-Applikationen liegt typischerweise bei einigen Prozent [42]. Sie erhöht sich bei dem vorgestellten Bauwerkssensor durch Abweichungen von der exakten Platzierung des DMS im Innenteil sowie durch Fertigungstoleranzen bei der Sensorkörperherstellung. Um diese Messgenauigkeit zu verbessern, muss der Sensor vor seinem Einsatz im Bauwerk kalibriert werden.

Mit der Kalibrierung wird die Übertragungsfunktion bzw. Übertragungsmatrix von den gemessenen elektrischen Signalspannungen zu den Messgrößen der mechanischen Dehnungen beschrieben.

Die Messgrößen werden dabei entweder auf die tangentialen Dehnungen am Bohrungsrand oder auf die Dehnungen vor dem Einbringen der Messbohrung bezogen. Der ebene Spannungsfall wird im Folgenden immer über die zwei orthogonalen Dehnungen in den Hauptspannungsrichtungen sowie deren Positionswinkel dargestellt. Diese Hauptachsendarstellung kann mit Hilfe des Mohr'schen Spannungskreises in beliebig ausgerichtete, ebene Koordinatensysteme transformiert werden, wofür dann zwei axiale Komponenten und eine Schubkomponente zur Beschreibung benötigt werden. Unabhängig von der gewählten Darstellung wird der ebene Spannungs- bzw. Dehnungszustand durch drei Parameter beschrieben.

Die vorrangige Anwendung des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Sensors ist die Messung von ebenen Dehnungszuständen zur Überwachung von Stahlbauwerken. Der für diesen Anwendungsfall benötigte Sensor muss also drei Messgrößen erfassen. Zur Bestimmung dieser drei Unbekannten werden demnach drei Messsignale benötigt. Mit Hilfe der Kalibriergleichungen lässt sich dann aus diesen auf die tatsächlichen Dehnungen bzw. Spannungen rückschließen.

Der Sensor wird zur Kalibrierung in einem Kalibrierkörper mit einem bekannten Dehnungsfeld montiert. Dieser wird anschließend in einer Kraft-Normalmessenrichtung (Kapitel 3.1) mit verschiedenen Lasten beaufschlagt. Das Dehnungsfeld muss dabei bezüglich der ersten und zweiten Hauptdehnung sowie der Orientierung definiert verändert werden, um anhand der gemessenen Änderung der Sensorsignale dessen Empfindlichkeit zu bestimmen und daraus die Kalibriergleichungen (Gleichung 7.18) ermitteln zu können. Mit den in Abschnitt 4.1.1 vorgestellten Körpern zur Darstellung verschiedener Dehnungszustände können zwar definierte Dehnungen erzeugt werden, sie lassen sich aber in ihrer Winkorientierung nicht ändern. Dazu müsste der Sensor demontiert und entsprechend gedreht wieder montiert werden. Da der Ein- und Ausbauvorgang allerdings selbst mit einem Unsicherheitsbeitrag behaftet ist (Kapitel 10), wäre diese Vorgehensweise ebenso aufwendig

wie ungenau. Mit der in Abschnitt 4.1.2 vorgestellten Mehrkomponenten-Belastungseinrichtung ist die Drehung einer Hauptdehnung nur schwierig und mit Unsicherheiten von etwa einem Prozent zu realisieren.

7.2 Runder Kalibrierkörper zur Darstellung ebener Dehnungszustände

Im Rahmen dieser Arbeit wurde für die Kalibrierung ebener Dehnungszustände aufgrund der zuvor in Kapitel 7.1 genannten Gründe ein runder Kalibrierkörper verwendet, der in Bild 7.1 dargestellt ist.

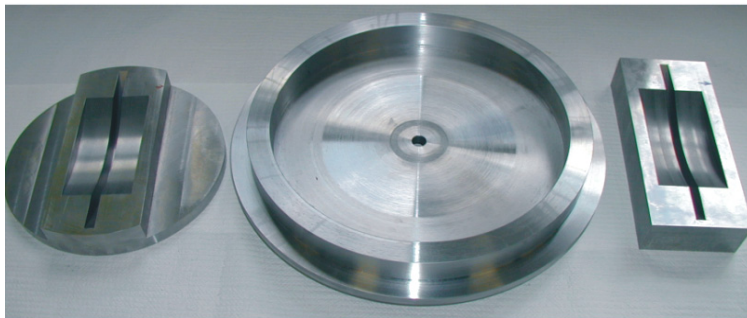


Bild 7.1: Rundkalibrierkörper mit Auflagern (links), montiert in einer Kraft-Normalmesseinrichtung (rechts)



Der Rundkalibrierkörper ist als Scheibenkörper mit beidseitigen Ringverstärkungen gegen seitliches Einknicken und zur Krafteinleitung aufgebaut. Er wird in seinen zwei Auflagern über eine Feder-Nut-Verbindung geführt. Der Durchmesser von 380 mm wurde so gewählt, dass sich im Bereich der Scheibenmitte vor dem Einbringen der Sensorbohrung ein homogenes Referenz-Dehnungsfeld aufbaut. Zur Kalibrierung wird der Rotationskörper mit dem montierten Sensor in Schritten von vorzugsweise fünf Grad in seinen Auflagern gedreht und in einer Kraft-Normalmesseinrichtung (Kapitel 3.1) belastet. Die Kalibrierung mit unterschiedlichen, auf den Sensor bezogenen Hauptdehnungsrichtungen erfolgt damit ohne Demontage des Sensors. Die Auflager und der Rotationskörper wurden mit sehr kleinen Toleranzen bearbeitet und weisen eine Abweichung in der Rundheit von weniger als 0,002 mm auf, und die Radiusdifferenzen von Scheibe und Lager sind kleiner als 0,005 mm auf.

7.3 Berechnung der Referenzdehnung im runden Kalibrierkörper

Die Unsicherheiten in der Bestimmung der Referenz-Dehnungen am Bohrungsrand gehen linear in das Unsicherheitsmodell des Sensors ein (siehe Kapitel 10). Um sie möglichst exakt zu bestimmen, wurden sie in numerischen Simulationen, analytischen Berechnungen und experimentellen Versuchen mittels DMS ermittelt.

Im Folgenden werden die Vorgehensweise und die theoretischen Ansätze bei der analytischen Berechnung kurz erläutert. Es werden drei einfach ableitbare Beziehungen (Gleichgewichts-

bedingungen, geometrische und elastische Beziehungen) mit dem Lösungsansatz der Airy'schen Spannungsfunktion verknüpft.

Die Gleichgewichtsbedingungen ergeben sich aus der gedachten Zerlegung eines Körpers in viele nahezu infinitesimale Quader. Die Bestimmung der Kantenspannungen eines Quaders mit den Koordinaten x, y und z erfolgt dabei über den Abstand der Seitenflächen bzw. Linien zum Quadmittelpunkt. Ändert sich also die Position um $x \pm dx$, so ändert sich die Spannung σ_x um $\pm d\sigma_x$. Die Spannungsfunktion soll dabei stetig und differenzierbar sein. Der Spannungszustand kann dann durch eine Taylor-Reihenentwicklung dargestellt werden:

$$\sigma_x \pm d\sigma_x = \sigma_x \pm \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} \cdot dx \pm \dots \quad (7.1)$$

In einem Gleichgewichtszustand muss die Summe aller Axial- und Schubspannungskomponenten (σ und τ) gleich Null sein. Dabei müssen auch die Volumskräfte X und Y , das heißt, die aus der Gewichtskraft resultierenden Komponenten der zwei Achsrichtungen, berücksichtigt werden. Daraus resultiert für den ebenen Spannungsfall die Gleichgewichtsbedingung in 7.2.

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + X = 0, \quad \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + Y = 0 \quad (7.2)$$

Gleichung 7.2 läßt sich durch eine zusätzliche z -Komponente auf den räumlichen Spannungszustand erweitern.

Die geometrischen Beziehungen ergeben sich aus der Tatsache, dass der spannungsbedingte Verschiebungsvektor eines beliebigen Punktes im Raum bzw. in der Fläche stetig sein soll, der Körper also keine Bruchstellen aufweist. Ein Punkt $P(x, y)$ wird durch das Dehnungsfeld um den Vektor a, b verschoben. Der benachbarte Punkt mit den Koordinaten $P(x+dx, y+dy)$ erfährt dabei die Verschiebung $(a+da, b+db)$. Unter der Annahme, dass sehr kleine Verschiebungen vorherrschen, kann für die Verschiebung eine Taylor-Reihenentwicklung durchgeführt werden [69], die nach dem ersten linearen Glied abgebrochen wird.

$$da = \frac{\partial a}{\partial x} dx + \frac{\partial a}{\partial y} dy, \quad db = \frac{\partial b}{\partial x} dx + \frac{\partial b}{\partial y} dy \quad (7.3)$$

Da die Verzerrungen da und db nicht linear über den Raum miteinander zusammenhängen, kommt es auch zu einer Verzerrung der infinitesimalen Volumen- bzw. Flächenelemente. Aus Gleichung 7.3 und mit einigen Winkelbeziehungen [69] läßt sich im Fall geringer Dehnungen für die Verzerrungen die folgende Beziehung [69]. γ ist dabei die durch die Verzerrung entstehende Winkelkomponente an den Eckpunkten des infinitesimalen Quaders.

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial a}{\partial y} + \frac{\partial b}{\partial x}, \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial b}{\partial z} + \frac{\partial c}{\partial y}, \quad \gamma_{zx} = \frac{\partial c}{\partial x} + \frac{\partial a}{\partial z} \quad (7.4)$$

Nach /69/ ergibt sich bei gleichen Bedingungen (kleine Dehnungen) für die Dehnungen in Achsrichtung:

$$\varepsilon_x = \frac{\partial a}{\partial x}, \quad \varepsilon_y = \frac{\partial b}{\partial y}, \quad \varepsilon_z = \frac{\partial c}{\partial z} \quad (7.5)$$

Die Gleichungen (7.4) und (7.5) werden als geometrische Bedingungen bezeichnet.

Die elastischen Beziehungen ergeben sich aus dem Hooke'schen Gesetz. Die Dehnungen für eine ebene Fläche folgt aus dem Spannungsfeld gemäß Gl. 7.6., ν ist dabei die Querkontraktionszahl, E das Elastizitätsmodul. Die Beziehung für τ_{xy} ist in /69/ hergeleitet.

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E}(\sigma_x - \nu\sigma_y), \quad \varepsilon_y = \frac{1}{E}(\sigma_y - \nu\sigma_x), \quad \tau_{xy} = \frac{E}{2(1+\nu)}\gamma_{xy} \quad (7.6)$$

Die beschriebenen Gleichgewichts-, geometrischen und elastischen Bedingungen werden im Folgenden zur Bestimmung der tangentialen Spannungszustände an der Bohrung des Sensors im Kalibrierkörper mittels der Airy'schen Spannungsfunktion genutzt.

Die sogenannte Airy'sche Spannungsfunktion $F(x,y)$ genügt für einen Bereich ebener Spannungszustände ($\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$) definitionsgemäß der Bedingung:

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2}, \quad \sigma_y = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2}, \quad \tau_{xy} = \frac{\partial^2 F}{\partial x \cdot \partial y} \quad (7.7)$$

Diese Rechenvorschrift erfüllt die Gleichgewichtsbedingungen (Gl. 7.2) unter Vernachlässigung der Einflüsse der Gewichtskräfte X und Y für das betrachtete infinitesimale Quaderstück.

Die Dehnungen in x - und y -Richtung werden nun zwecks weiterer Umformungen addiert und mit den Verschiebungskomponenten aus den geometrischen Bedingungen (Gl. 7.5) gleichgesetzt. Dieser Term wird nun, wie die geometrischen Bedingung für die Verzerrung, zweimal partiell abgeleitet und es ergibt sich:

$$\frac{\partial \varepsilon_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial x^2} = \frac{\partial^3 a}{\partial x \cdot \partial y^2} + \frac{\partial^3 b}{\partial x^2 \cdot \partial y}, \quad \frac{\partial^2 \gamma_{xy}}{\partial x \cdot \partial y} = \frac{\partial^3 a}{\partial x^2 \cdot \partial y} + \frac{\partial^3 b}{\partial x \cdot \partial y^2} \quad (7.8)$$

Beide rechten Terme sind identisch. Setzt man sie gleich und fügt entsprechend den Umformungen in /69/ die Gleichungen 7.6 und 7.7 ein, so folgt daraus die sogenannte Scheibengleichung:

$$\frac{\partial^4 F}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 F}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 F}{\partial y^4} = 0 \quad \text{mit dem Operator } \Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} : \quad \Delta \Delta F = 0 \quad (7.9)$$

Die Scheibengleichung wird in /69/ auch analog zur hier dargestellten Herleitung mit kartesischen Koordinaten für Polarkoordinaten hergeleitet. Sie lautet:

$$\Delta\Delta F = \left(\frac{\partial}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial}{r \cdot \partial r} \right)^2 F = 0 \quad (7.10)$$

Mit Gl. 7.7 lassen sich die einzelnen Spannungskomponenten σ_x , σ_y und τ_x anhand der Spannungsfunktion $F(x,y)$ berechnen. Eine entsprechende Umformung mit Polarkoordinaten /69/ ergibt für Spannungsverteilungen, die der allgemeinen Scheibengleichung entsprechen:

$$\sigma_r = \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial F}{\partial r}, \quad \sigma_t = \frac{\partial^2 F}{\partial r^2}, \quad \tau_{rt} = -\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial F}{\partial r} \right) \quad (7.11)$$

σ_r ist darin die radiale Spannung, σ_t die tangentielle Spannung, τ_{rt} die Schubkomponente.

Mit den Gleichungen 7.11 werden aus den Gleichgewichts-, geometrischen und elastischen Bedingungen und den Definitionsbedingungen der Airy'schen Spannungsgleichung Beziehungen der Funktion $F(x,y)$ zu den radialen und tangentialen Spannungen sowie der Schubkomponente eines in Polarkoordinaten beschriebenen Punktes erstellt. Spezielle Probleme von Kerben und Bohrungen werden in der Literatur (z.B. /69/ und /70/) durch die Bestimmung der angepassten Lösungsfunktion $F(x,y)$ behandelt.

Der Rundkalibrierkörper lässt sich analytisch als eine unendliche Platte mit Bohrung darstellen. Die unendliche Platte kann als Näherung für den Rundkörper angenommen werden, da die störenden Randbereiche weit von der Mittelpunktsbohrung entfernt sind. Nach /70/ sollte der Abstand von Bohrungsrand und Randzone des homogenen Spannungsfeldes mindestens den dreifachen Bohrungsdurchmesser entsprechen. Auch die numerische Simulation zeigt vor dem Einbringen der Bohrung ein großflächiges, homogenes Spannungsfeld, so dass der Ansatz der unendlichen Platte mit Bohrung im analytischen Modell gerechtfertigt ist.

Die Spannungsfunktion $F(x,y)$ für diesen Fall wurde in /71/ auf systematischem Wege aus partikulären Integralen gewonnen. Sie lautet:

$$F = \frac{p}{4h} \left(r^2 - 2a^2 \ln r - \frac{(r^2 - b_r^2)^2}{r^2} \cos 2\varphi \right) \quad (7.12)$$

Dabei sind r und φ die Polarkoordinaten (Radius und Winkel), b_r beschreibt den Bohrungsradius. Die Größe p ist die über den Querschnitt angreifende Zugkraft nach dem Normieren mit der Schnittlänge. Im ungebohrten Zustand ergibt sich also $\sigma = p/h$. Mit Einsetzen von Gl. 7.12 in Gl. 7.11 ergibt sich für das Spannungsfeld im Kalibrierkörper nahe der Sensorbohrung:

$$\begin{aligned}
 \sigma_r &= \frac{p}{2h} \left[1 - \frac{b_r^2}{r^2} + \left(1 - \frac{4b_r^2}{r^2} + \frac{3b_r^4}{r^4} \right) \cos 2\varphi \right] \\
 \sigma_t &= \frac{p}{2h} \left[1 + \frac{b_r^2}{r^2} - \left(1 + \frac{3b_r^4}{r^4} \right) \cos 2\varphi \right] \\
 \tau_{rt} &= \frac{p}{2h} \left(-1 - \frac{2b_r^2}{r^2} - \frac{3b_r^4}{r^4} \right) \sin 2\varphi
 \end{aligned} \tag{7.13}$$

Diese Gleichungen wurden auch in [72] bestätigt. Die Spannungsfunktionen bestehen aus einem Gleichanteil und einem mit doppelter Ortsfrequenz umlaufenden cosinusförmigen Anteil. Da in dem Kalibrierkörper nur elastische Dehnungszustände vorliegen sollen, können diese aus Gl. 7.13 entsprechend dem Hookeschen Gesetz berechnet werden.

Numerische Simulationen bestätigen den in Gl. 7.13 beschriebenen Spannungs- bzw. Dehnungsverlauf. Bild 7.2 zeigt eine entsprechende Modellierung der von-Mises-Dehnungen im statisch belasteten Rundkalibrierkörper mit montiertem Sensor.

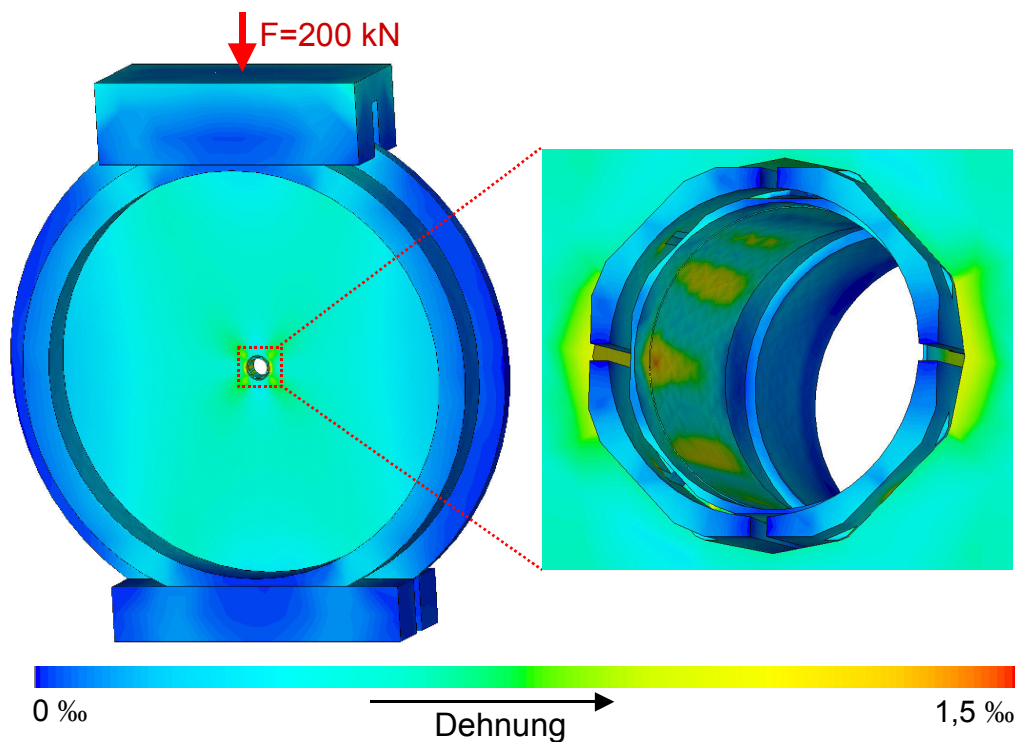


Bild 7.2: FEM-Darstellung der Dehnungen (van-Mises) im Rundkalibrierkörper

Die numerische Simulation des Rundkalibrierkörpers ermöglichte die Dimensionierung konstruktiver Details wie der radialen Stärke der zwei beidseitigen Ringverstärkungen und der Breite der Auflager. Ziel dabei war es, ein möglichst homogenes Spannungsfeld im Scheibenzentrum hervorzurufen.

Für eine Kalibrierung ist die exakte Kenntnis des ungestörten Dehnungsfeldes vor dem Einbringen der Messbohrung von besonderer Bedeutung. Die Dehnungsverteilung wurde deshalb - wie beschrieben - numerisch simuliert und messtechnisch verifiziert. Dazu wurde der Kalibrierkörper vor dem Einbringen der Bohrung mit einem DMS im Scheibenmittelpunkt appliziert und messtechnisch untersucht. Danach wurde die Messbohrung von 18 mm eingebracht und es erfolgte eine erneute Messung mit dem in Bild 7.3



Bild 7.3: In der Bohrung des Rundkalibrierkörpers applizierter DMS

abgebildeten, in der Messbohrung applizierten DMS. Zusätzlich wurden die Dehnungen am Bohrungsrand analytisch mit Gleichung 7.13 berechnet. Da die Streckenlast aufgrund der geometrischen Komplexität des Rundkalibrierkörpers nicht hinreichend genau zu berechnen ist, wurden für die analytische Lösung die aus numerischer Simulation und Messung im ungebohrten Zustand erhaltenen Werte für p eingesetzt. Damit können die Messwerte für den gebohrten Zustand berechnet und mit den simulierten und gemessenen Größen verglichen werden. Umgekehrt ist aus den gemessenen und simulierten Werten im gebohrten Zustand eine Rückrechnung für den ungebohrten Zustand möglich. Die analytischen Werte in Tabelle 7.1 dienen somit einer Abschätzung der Genauigkeit von Simulation und Messung im ungebohrten und gebohrten Zustand.

Zur analytischen Berechnung der Dehnungswerte ist anzumerken, dass die aus der numerischen Simulation bzw. der Messung erhaltenen Werte bei der Rückrechnung in Tabelle 7.1 nicht direkt für Gleichung 7.13 genutzt werden können. Der Einfluss der Querkontraktion auf die orthogonale Spannungs- bzw. Dehnungsrichtung muss bei der Rückrechnung beachtet werden. Für die Umrechnung von radialen und tangentialen Dehnungen zu Spannungen ist prinzipiell Gl. 7.14 zu beachten.

$$\varepsilon_v = \frac{\sigma_v}{E} - \nu \frac{\sigma_h}{E}, \quad \varepsilon_h = \frac{\sigma_h}{E} - \nu \frac{\sigma_v}{E} \quad (7.14)$$

Die Querkontraktion ν aus der vertikalen Spannung ist in der angegebenen horizontalen Dehnung anteilig enthalten. Durch die Form des Rundkalibrierkörpers entsteht aber auch eine zweite Hauptspannung, die horizontal orientiert ist. Ihre Querkontraktion wirkt sich auf die angegebene vertikale Dehnung aus. In einer rekursiven Rechnung wurden die beiden Hauptspannungen aus den Dehnungen berechnet und in Gleichung 7.13 zur Berechnung der Werte in Tabelle 7.1 genutzt.

Die analytische Rückrechnung bestätigt die simulierten bzw. gemessenen Dehnungswerte. Die Werte der Dehnung im ungebohrten Zustand weichen um weniger als 0,5 % vom Mittelwert ab. Im Folgenden wird eine Dehnung von -0,43 ‰ bzw. 0,27 ‰ als Referenzdehnung angenommen.

Die Hysterese- und Linearitätsabweichungen in der Dehnungsdarstellung im Kalibrierkörper wurden mittels der direkt aufgeklebten DMS untersucht. Sie betragen weniger als $2 \cdot 10^{-4}$ bei einer Belastung des Kalibrierkörpers in einer Direktbelastungs-K-NME (Kapitel 3.1.1). Mit dieser Untersuchung wurden mögliche Einflüsse infolge von Fertigungstoleranzen der Auflager abgeschätzt. Die gemessenen Unsicherheiten können gegenüber der Messunsicherheit des Sensor vernachlässigt werden.

Tabelle 7.1: Dehnungen am Rundkalibrierkörper

	vertikale Dehnung ($\varphi=90^\circ$)	horizontale Dehnung ($\varphi=0^\circ$)
Dehnung aus FEM-Simulation	-0,431 ‰	0,271 ‰
Dehnung aus Messung mittels DMS	-0,424 ‰	0,264 ‰
Analytische Berechnung mit dem Mittelwert von Messung und Simulation der Dehnung am Bohrungsrand	-0,423 ‰	0,269 ‰
	max. vertikale Dehnung am Bohrungsrand ($\varphi=90^\circ$)	max. horizontale Dehnung am Bohrungsrand ($\varphi=0^\circ$)
FEM-Simulation	-1,283 ‰	0,860 ‰
Messung am Bohrungsrand	-1,241 ‰	0,833 ‰
Analytische Berechnung mit dem Mittelwert der aus Messung und Simulation bestimmten Dehnung am ungebohrten Kalibrierkörper	-1,295 ‰	0,841 ‰

7.4 Bestimmung der Kalibrierkonstanten des Sensors

Die Kalibrierkonstanten beschreiben das Verhältnis zwischen der elektrischen Signalspannung des Sensors und den zu bestimmenden Dehnungen oder Spannungen im Bauwerk. Um Erfahrungen über die Größe dieser Konstanten zu erhalten, wurde während der Entwicklung des Kalibrierkörpers ein Sensor des Typs AT8/IT4 in das numerische Modell (Bild 7.2) integriert. Nach einer Konvergenzoptimierung der Elementgrößen (siehe Kapitel 3.8) wurden die Dehnungsverläufe eines Messpunkts im Sensor für eine Drehung der Hauptdehnung simuliert. Es ergibt sich ein sinusförmiger Verlauf des simulierten Messsignals (Bild 7.4). Die angegebenen Werte beziehen sich dabei auf eine Vollbrückenschaltung des für den Sensor entworfenen DMS entsprechend Kapitel 6. Die Abweichung der einzelnen, in $2,5^\circ$ -Schritten gewählten Untersuchungspunkte von der Sinusfunktion beträgt etwa 2 % und lässt sich mit der Unsicherheit der numerischen Simulation erklären. Die zwei eingetragenen Signalverläufe

unterscheiden sich entsprechend der Lage der Messposition bei einem von der Sensorspitze oder der Flanschseite eingebrachten Dehnungsschlitz im Außenteil (vergleiche Kapitel 5.2).

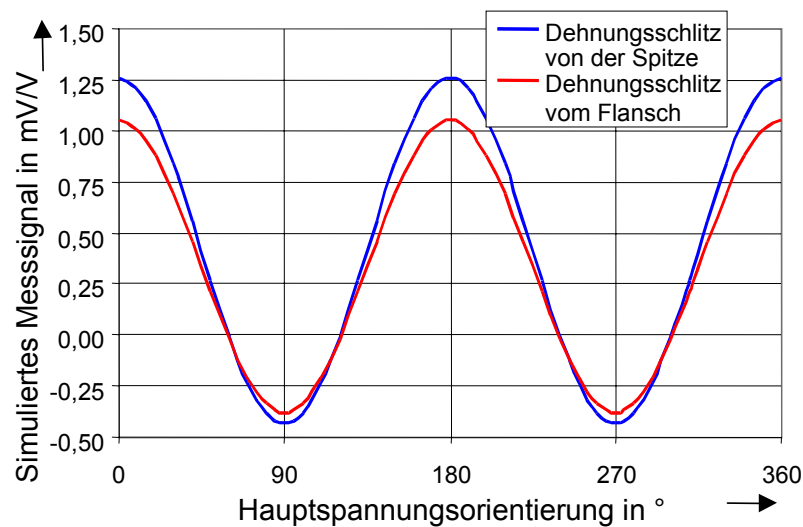


Bild 7.4: Simulierter Verlauf des Sensorsignale während der Kalibrierung

Der winkelabhängige Verlauf des DMS-Signals bei der Kalibrierung im Rundkalibrierkörper entspricht in ihrem Verlauf den tangentialen Dehnungen am Bohrungsrand. Sie addieren sich aus einem konstanten und einem mit doppelter Ortsfrequenz umlaufenden Anteil.

Der Verlauf der gemessenen Sensorsignale wird durch die numerische Simulation prinzipiell bestätigt. Die Amplituden der Signalverläufe verschiedener Sensoren schwanken jedoch um bis zu 20 %. Ursache dafür sind Fertigungstoleranzen sowie unvermeidbare Positionstoleranzen des DMS. Die Dehnungsverläufe an den Applikationsstellen zeigen einen starken Gradienten, der schon bei geringen Positionsabweichungen erheblich kleinere Messsignale hervorruft. Dies verdeutlichen die Messergebnisse in Bild 7.5, das die Messsignale bei der Kalibrierung im Rundkalibrierkörper eines Sensors des Typs AT8/IT4 mit acht einzelnen DMS in Viertelbrückenschaltung zeigt (Bild 6.1). Die Problematik der ungenauen Applikation von acht einzelnen DMS in dem kleinen Innenraum des Sensors und die Notwendigkeit eines Mehrfachgitter-DMS, der mittels einer speziellen Montagevorrichtung eine präzise Applikation ermöglicht, wird verständlich. Diese Abweichungen haben jedoch außer durch die kleinere Signalspannung keinen Einfluss auf die Messunsicherheit des Sensors, da die Signale exakt reproduzierbar sind.

Zur Bestimmung einer Übertragungsfunktion zwischen Messsignal und der gesuchten Dehnungsverteilung werden an die winkelabhängigen Messpunkte der Kalibrierung Sinusfunktionen mittels der Methode der kleinsten Quadrate angepasst. Dazu wurde das Programmpaket Gnuplot genutzt, das gleichzeitig die Unsicherheit der Ausgleichsfunktion anhand der Abweichungen einzelner Messpunkte bestimmt. Die festgestellte Standardunsicherheit ist in der Regel kleiner als 0,2%.

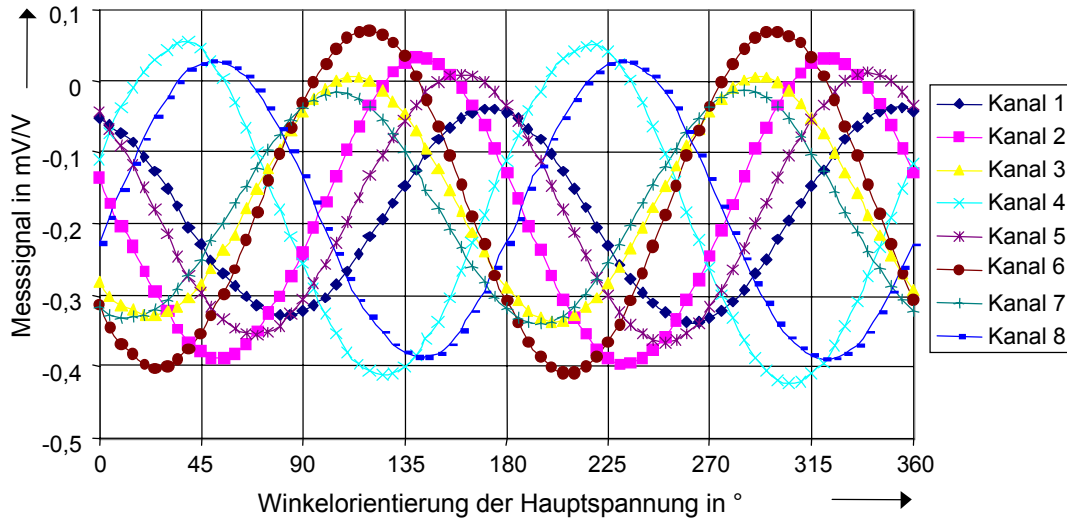


Bild 7.5: Bei der Kalibrierung gemessene Signale eines Sensors mit acht einzelnen DMS

Da die einzelnen Messsignale einer Sinusfunktion entsprechen, lassen sie sich aus der Addition aus zweier gleichfrequenter Kreisfunktionen unterschiedlicher Phase und Amplitude darstellen. Verursacht werden die zwei Anteile durch die von der ersten und zweiten Hauptdehnung abhängenden Signale. Die Dehnung ε_{H1} in Richtung der ersten Hauptspannung ruft ein Messsignal hervor, dass aus einem konstanten und einem von einer Kreisfunktion mit doppelter Ortsfrequenz abhängenden Multiplikator gebildet wird. Die Faktoren C_1 und C_2 sowie der Verschiebungswinkel ρ_v sind dabei Sensorkonstanten, die durch die Kalibrierung bestimmt werden sollen. $M(\varphi)$ ist die bei der Kalibrierung gemessene Signalfunktion.

$$M(\varphi) = C_1 \cdot \varepsilon_{H1} + C_2 \cdot \varepsilon_{H1} \cdot \cos(2\varphi - \rho_v) \quad (7.14)$$

Diese Gleichung gilt für beliebige Hauptdehnungsrichtungen. Der Bezug zwischen Hauptdehnungsrichtung und Sensor wird durch den Winkel φ ausgedrückt. Für die zweite Hauptdehnung kann ebenfalls eine Gleichung entsprechend Gl. 7.14 erstellt werden. Das von beiden Dehnungen hervorgerufene Messsignal überlagert sich:

$$M(\varphi) = C_1 \cdot (\varepsilon_{H1} + \varepsilon_{H2}) + C_2 \cdot (\varepsilon_{H1} - \varepsilon_{H2}) \cdot \cos(2\varphi - \rho_v) \quad (7.15)$$

Die Subtraktion der beiden Hauptdehnungen in zweiten Summanden ergibt sich aus ihrer Phasenverschiebung von 90° , die aufgrund der doppelten Ortsfrequenz der Kreisfunktion verdoppelt wird und als Phasenverschiebung von 180° durch eine Negation des Vorzeichens der Kosinusfunktion ersetzt werden kann.

Die Bestimmung der drei Sensorkonstanten C_1 , C_2 und ρ_v erfolgt für jede Messbrücke durch einen Vergleich mit den gemessenen Signalen. Dazu wird, wie bereits erwähnt, eine Ausgleichsfunktion für die einzelnen winkelabhängigen Messwerte gefittet und mit Gl. 7.17 gleichgesetzt. Da die Dehnungen ε_{H1} und ε_{H2} sowie der Phasenwinkel φ bekannt sind, können die einzelnen Konstanten durch einen Vergleich bestimmt werden.

$$M(\varphi) = M_1 + M_2 \cos(2\alpha) = C_1 \cdot (\varepsilon_{H1} + \varepsilon_{H2}) + C_2 \cdot (\varepsilon_{H1} - \varepsilon_{H2}) \cdot \cos(2\varphi - \rho_V) \quad (7.16)$$

M_1 , M_2 und α beschreiben die gemessene, elektrische Brückenspannung. Mit den Referenzdehnungen für den belasteten Rundkalibrierkörper gelten dann folgende Beziehungen:

$$C_1 = -\frac{M_1}{0,16}, \quad C_2 = -\frac{M_2}{0,70}, \quad \rho_V = \varphi - \alpha \quad (7.17)$$

Mit diesen einfachen Gleichungen werden die Kalibrierdaten für jede einzelne Viertel-, Halb- oder Vollbrücke bestimmt. Für einen Sensor aus AT8 / IT4 mit dem in Kapitel 6 vorgestelltem Mehrfachgitter-DMS für drei Vollbrückenschaltungen ergibt sich beispielsweise folgendes Gleichungssystem:

$$\begin{aligned} \text{Kanal 1} \quad M_{K1} &= 1,42 \cdot (\varepsilon_{H1} + \varepsilon_{H2}) + 0,90 \cdot (\varepsilon_{H1} - \varepsilon_{H2}) \cdot \cos(2\varphi + 3^\circ) \\ \text{Kanal 2} \quad M_{K2} &= 1,41 \cdot (\varepsilon_{H1} + \varepsilon_{H2}) + 0,95 \cdot (\varepsilon_{H1} - \varepsilon_{H2}) \cdot \cos(2\varphi - 311^\circ) \\ \text{Kanal 3} \quad M_{K3} &= 1,47 \cdot (\varepsilon_{H1} + \varepsilon_{H2}) + 0,92 \cdot (\varepsilon_{H1} - \varepsilon_{H2}) \cdot \cos(2\varphi - 273^\circ) \end{aligned} \quad (7.18)$$

Die Lösung dieses nichtlinearen Gleichungssystems erfolgte in der Versuchsphase mittels numerischer Verfahren unter Zuhilfenahme des Softwarepaketes MathCad. Eine entsprechende Rechenroutine ist in der Auswertungssoftware für die kommerzielle Vermarktung des Sensors enthalten.

7.5 Eckiger Kalibrierkörper zur schnellen, kostenextensiven Kalibrierung für die industrielle Fertigung des Sensors

Für die Serienproduktion des Aufnehmers ist das beschriebene Kalibrierungsverfahren jedoch zu aufwändig. Die Rotation des Rundkalibrierkörpers, die exakte Justage einzelner Winkelstellungen und das wiederholte Belasten in einer K-NME beanspruchen für jeden Sensor einen Zeitaufwand von ca. 2,5 Stunden.

Gleichzeitig ist der Kalibrierkörper nur für eine bestimmte Anzahl von Kalibrierungen nutzbar, erkennbar daran, dass sich nach über 100 Montagen/Demontagen sichtbare Plastifizierungen an den Kontaktstellen des Außenteiles bilden. Sie verursachen auch eine Vergrößerung des effektiven Durchmessers der Bohrung und führen nachweislich zu einer höheren Hysterese. Der beschriebene Rundkalibrierkörper ist aufgrund der notwendigen, geringen Fertigungstoleranzen seiner Radien nur mit hohem finanziellen Aufwand herzustellen. Ein einfacherer Körper wäre für höhere Stückzahlen wünschenswert, um die Kosten gering zu halten. Aus diesem Grund wurde für die industrielle Kalibrierung ein eckiger Kalibrierkörper entwickelt (Bild 7.6), der in drei Einbaupositionen in einer K-NME montiert werden kann. Damit lassen sich drei unterschiedliche Hauptspannungsrichtungen erzeugen, so dass eine Bestimmung der Kalibrierfunktion $M(\varphi)$ möglich wird. Mit dieser Gleichung können anschließend, wie für den

Rundkalibrierkörper beschrieben, die entsprechenden Konstanten C_1 , C_2 und ρ_V jedes einzelnen Messkanals bestimmt werden.

Der eckige Kalibrierkörper kann über in den Standflächen angebrachten Nuten (siehe Foto in Bild 7.16) in entsprechende Führungen einer Auflagerplatte gesetzt werden und damit in einer K-NME zentriert werden.

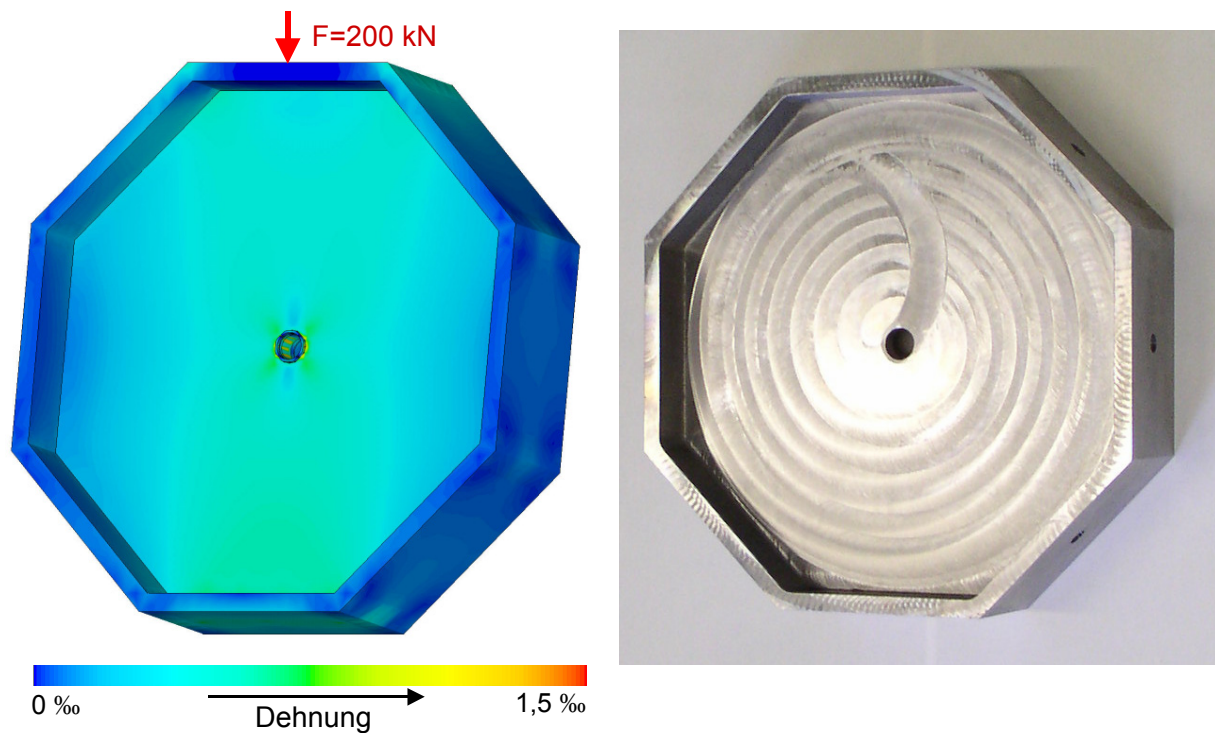


Bild 7.6: Achteck-Kalibrierkörper zur industriellen Kalibrierung des Sensors

Kapitel 8

Kapselung der Sensoren und Lebensdaueruntersuchungen

Zielsetzung dieser Arbeit ist es, die präzise aber empfindliche DMS-Technologie für Messungen an Bauwerken in einem Sensor zu kapseln und so Langzeitmessungen zu ermöglichen. Neben den Forschungsarbeiten an dem Adaptionmodell ist die Entwicklung und Untersuchung der Kapselung von besonderer Bedeutung und rechtfertigt den nachfolgend beschriebenen Aufwand.

Zur zeitlich beschleunigten Untersuchung einer Kapselung mussten zunächst geeignete Versuchsverfahren gefunden werden. Dazu wurden Klimakammern und temperierte Wasserbäder genutzt.

Da bei dem kleinen Sensor eine Glasdurchführung für die Anschlusskabel wie bei herkömmlichen Kraftaufnehmern nicht zu realisieren ist, muss der DMS im Sensorinneren durch eine Kunststoffkapselung geschützt werden. Dazu wurde ein neuartiges Verfahren mit einer Kombinationsschicht aus zwei verschiedenen Materialien entwickelt. Verschiedene Schwachstellen für eine eventuelle Wasserdiffusion zu den DMS wurden erkannt und mit geeigneten Mitteln unterbunden.

Für eine Kapselung zur industriellen Nutzung des Sensors stehen verschiedene, abschließend vorgestellte Ausführungsformen zur Verfügung, die - wie in Versuchen gezeigt - eine lange Lebensdauer des Sensors erwarten lassen.

8.1 Versuchstechnisches Vorgehen zur Darstellung beschleunigter Alterungsvorgänge

Eine dauerhafte Kapselung der DMS vor äußeren Einflüssen muss gewährleistet sein, um eine dem Bauwerk angepasste Lebenserwartung zu erreichen. Durch geeignete Wahl der Stahllegierung für das Sensorgehäuse beschränkt sich das Problem der Alterung auf den DMS und seine Verklebung. Die Lebensdauer des Sensors wird somit von der Kapselung des sensiblen Innenbereichs bestimmt. Eine metallische Kapselung wie bei herkömmlichen Kraftaufnehmern kann aufgrund der notwendigen Glasdurchführung für die 12 Anschlusskabel (für drei Messbrückenschaltungen) nicht mit vertretbarem Aufwand realisiert werden. Deshalb wurden andere Konzepte der Kapselung auf ihre Eignung untersucht.

In Kapitel 3.8 wurde bereits die Prüfung zur Bauartzulassung von Wägezellen vorgestellt. Es ist sinnvoll, die Sensoren in ähnlicher Weise auf ihre Langzeitstabilität zu testen. Für den praktischen Einsatz ist es erforderlich, dass die Kapselung des Sensorinneren über seine ganze, häufig dem Bauwerk entsprechende Lebensdauer gewährleistet ist. Die Tauglichkeit einer möglichen Kapselung muss deshalb unter stark beschleunigten Bedingungen getestet werden.

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Lebensdaueruntersuchungen wurden jeweils vier zu testende Sensoren in einen einzelnen Zugstab montiert. Diese Testmusterchargen wurden in einer Klimakammer einem Feuchte/Temperaturverlauf ähnlich der OIML-R60 (Bild 3.18) zur Wägezellenprüfung ausgesetzt. Um auch im Bauwerk mögliche, höhere Temperaturen zu berücksichtigen und um ein schärferes Prüfkriterium zu haben, wurde abweichend die Maximaltemperatur von 40 °C auf 50 °C heraufgesetzt. Während der Klimauntersuchungen wurde der Nullpunkt der Sensoren gemessen. Nach einer bestimmten Anzahl von Klimazyklen wurden die Stäbe der Klimakammer entnommen und anschließend in der 100-kN-K-NME mit einer entsprechenden Kraft beaufschlagt (Bild 8.1). Eine eventuelle feuchtigkeitsbedingte Änderung der Empfindlichkeit konnte so festgestellt werden. Die Anzahl der durchfahrenen Klimazyklen wurde gegenüber der Prüfung von Wägezellen deutlich erhöht. Da bei einigen Kapselungen auch 400 Zyklen von 24 Stunden Dauer nicht ausreichten, um eine aussagekräftige Lebensdauerprognose zu erstellen, mußte eine andere, stärker beschleunigte Alterung realisiert werden.



Bild 8.1: In Zugstäben montierte Sensoren in einer Klimakammer und einer K-NME

Dazu wurden einzelne DMS direkt auf eine Edelstahlplatte appliziert und mit dem zu untersuchenden Kapselungsmaterial versehen. Jeweils mit acht Testmustern versehene Platten wurden anschließend mittels eines Ständers in einem mit 50 °C temperierten Wasserbad gelagert (Bild 8.2). Die Nullsignale der im MGC₊ Messverstärker zu Vollbrücken verschalteten DMS wurden über den Zeitraum mehrerer Monate permanent gemessen und von einem PC aufgezeichnet.

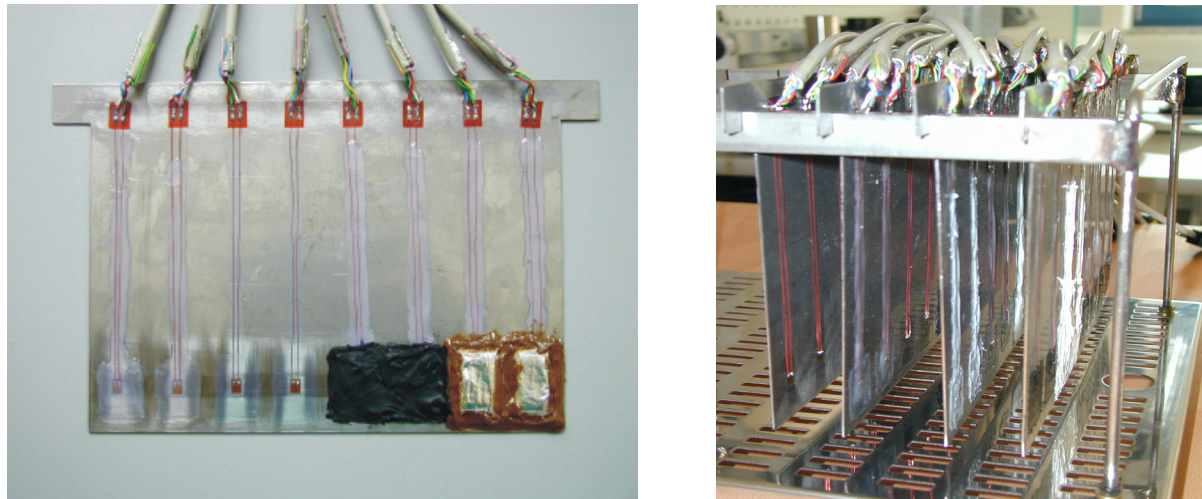


Bild 8.2 Edelstahlplatte mit gekapselten DMS, rechts montiert im Ständer

Zusätzlich zu den im Wasserbad eingetauchten Edelstahlplatten wurden weitere gleichartige Platten sowohl in der Klimakammer während der Untersuchung kompletter Sensoren als auch zusätzlich unter Freiluftbedingungen auf feuchtigkeitsbedingte Alterungserscheinungen untersucht. Der Vergleich der zeitlichen, alterungsbedingten Nullpunktverschiebung ermöglicht die Bestimmung eines Korrelationsfaktoren zwischen der Alterung im Wasserbad, in der Klimakammer und unter Freiluftbedingungen. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Alterung unter Freiluftbedingungen erheblichen jahreszeitlichen Schwankungen unterworfen ist.

8.2 Untersuchung und Optimierung verschiedener Kunststoffkapselungen

Die Hersteller von DMS bieten in ihrem Produktsortiment eine Vielzahl von verschiedenen Kunststoffen zur Versiegelung und zum Schutz der Messstreifen an. Die Produkte sind häufig sehr preiswert und einfach aufzutragen. Wasser kann jedoch durch einen Großteil der Kunststoffe diffundieren - eine 20-g-Probe herkömmlichen Silikongummis nimmt z. B. bis zu 0,5 g Wasser.

Um einen Überblick über die Tauglichkeit der einzelnen kommerziellen Produkte zu erhalten, wurden die in Bild 8.7 aufgeführten Kapselungsmaterialien mit jeweils zwei, auf den Edelstahlplatten applizierten Proben im Wasserbad getestet. Dabei wurden verschiedene Produkte der Hersteller Hottinger Baldwin Messtechnik (HBM), Micromesurement/Vishay (MM) und General Electric (GE) verwendet. Die untersuchten Stoffgruppen sind niedertemperaturhärtende Butylgummis, Nitril- und Silikongummis, Acrylate, PU-Lacke,

mikrokristalline Wachse sowie eine spezielle Knetmasse, deren exakte Zusammensetzung vom Hersteller nicht angegeben wurde. Die Materialien konnten dabei entweder aufgestrichen oder als Spachtelmasse aufgetragen werden. Die Wachse wurden erhitzt und flüssig aufgetropft. Die Schutzschichten erlangten durch mehrfaches Auftragen bei Lacken etwa 1 mm, bei zähflüssigen Materialien 2 mm Stärke. Einige Materialien benötigten zur Aushärtung erhöhte Temperaturen. Bei der Aushärtung in einem Ofen ist auf die höchstzulässige Temperatur des Klebstoffes der DMS zu achten. Für den bei diesen Versuchen vorrangig verwendeten, schnellhärtenden Klebstoff Z 70 der Firma HBM beträgt die maximal zulässige Temperatur 70 °C. In den Versuchen wurden auch Kombinationen von verschiedenen Kapselungsmaterialien untersucht. So konnte teilweise eine Vervielfachung des interessierenden Zeitraums erzielt werden, in dem die Nullpunktstabilität von der Feuchtigkeit nicht beeinflusst ist. Dennoch konnten alle untersuchten Kapselungsmaterialien den DMS nur wenige Stunden vor eindiffundierender Feuchtigkeit schützen. Als beste Materialien erwiesen sich der Butylkit AK22 (HBM) und die Knetmasse ABM 75 (HBM). Die sehr zähen Materialien sind aber nur schwer in den kleinen Sensorinnenraum einzubringen. Die notwendigen Anforderungen bezüglich der Nullpunktstabilität erfüllen auch sie nicht.

Im temperierten Wasserbad wurden zusätzlich Versuche mit verschiedenen Klebstoffen - vorrangig vom Hersteller HBM - durchgeführt. Ziel dieser Untersuchung war es, einen möglichst wenig feuchtigkeitsempfindlichen Klebstoff zu ermitteln. Es zeigten sich jedoch keine signifikanten Unterschiede, lediglich der Zweikomponentenklebstoff X60 verursacht eine frühzeitigere Nullpunktverschiebung.

8.3 Reduzierte Wasserdiffusion durch Kombinationseffekte an den Grenzschichten zwischen zwei Kunststoffen

Unter den getesteten Kunststoffen ließen sich mit einem Polymethylmethacrylat-(PMMA) Klebstoff aus dem Bereich der Zahnmedizin (Super-Bond, Sun Medical) sowie mit einem niedertemperaturvernetzenden Butylgummi (F-Coat B Micromasurement/Vishay) die besten Ergebnisse erzielen. Beide Stoffe lassen sich im Gegensatz zu diversen anderen Knetmassen einfach aufstreichen. Dies ist notwendig, um eine Beschädigung des DMS und seiner dünnen Anschlussdrähte bei der Applikation der Kapselung zu vermeiden. In Bild 8.3 wird die Nullpunktdrift dieser Stoffe mit herkömmlichem Butylgummi verglichen.

Wird erst eine ca. 1 mm starke PMMA-Schicht auf den DMS aufgetragen und anschließend eine gleichstarke Schicht von Butylgummi aufgestrichen, ergibt diese Kombination eine deutliche Verbesserung der Wasserbeständigkeit. Sie resultiert aus einer chemischen Grenzschicht zwischen den Materialien, die eine sehr geringe Wasserdiffusion ermöglicht. Offensichtlich führen die chemische Verbindung der Grenzschicht sowie unterschiedliche Elektronegativitäten dazu, dass die Diffusion des stark polaren Wassers reduziert wird. Eine genaue Beschreibung der Ursachen ist aufgrund der komplexen chemischen Vorgänge zwischen den Kunststoffen schwer möglich. So werden im Klebstoff Super-Bond spezielle Zusätze verwendet, die eine besondere Netzstruktur erzeugen - die aber vom Hersteller als

Betriebsgeheimnis nicht bekannt gegeben werden. Generell lässt sich sagen, dass die Unterschiede der Elektronegativitäten im Butylgummi deutlich höher sind als im PMMA. Diffundiert das Wasser im Butyl entlang solcher polaren Gruppen, so können diese Ursache dafür sein, dass die Wassermoleküle an der Übergangsschicht nicht an das PMMA mit deutlich geringeren Unterschieden der Elektronegativität und damit geringeren Polaritäten weitergereicht werden.

Als zusätzliche Verbesserung kann auf das Butylgummi noch eine einfache Aluminiumfolie geklebt werden. Sie verringert als metallische Dichtung die Angriffsfläche für Wasser auf dem Kunststoff.

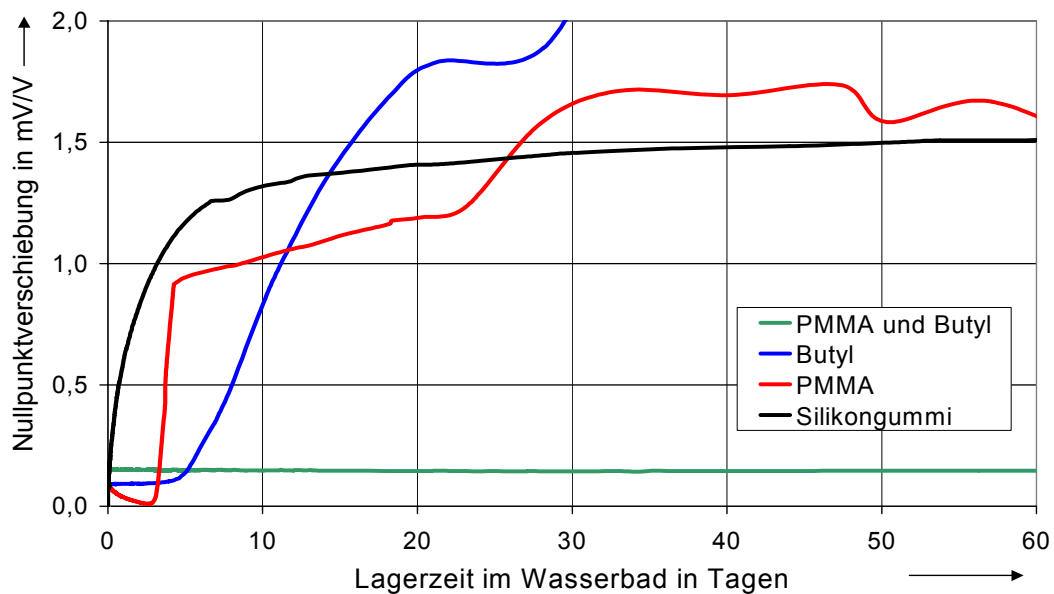


Bild 8.3: Vergleich der feuchtigkeitsbedingten Nullpunktverschiebung von Silikongummi, PMMA, Butyl und einer Kombination von PMMA und Butyl

8.4 Unterbindung einer Diffusion von Feuchtigkeit entlang der Anschlusskabel und der Grenzschicht zwischen Kunststoff und Sensormaterial

Auch in der Kombination von PMMA und Butyl zeigte sich bei den Klimakammeruntersuchungen eine nach 10 Prüfzyklen einsetzende Veränderung von Nullpunkt und Messempfindlichkeit (Bild 8.4). Die Sensoren wurden, wie zuvor beschrieben, in Zugstäbe montiert, mit modifizierten OIML-R60-Zyklen getestet und ihre Empfindlichkeit nach bestimmten Zyklenzahlen in einer K-NME gemessen. Nach ca. 40 bis 50 Zyklen wird mittels der DMS des Sensors keine mechanischen Dehnungsänderungen mehr registriert. Ursache dafür war eine komplette Ablösung des DMS von dem Sensormetall.

Die Grenzschicht zwischen Edelstahl und Dichtstoff ist von besonderer Bedeutung für die dauerhafte Kapselung des DMS. Das PMMA reagiert vorrangig mit den Oxiden des Metalls, die bei Edelstählen allerdings nur in sehr geringem Ausmaß vorhanden sind. Daher basiert die Bindung des Klebstoffs bei Edelstahl hauptsächlich auf van-der-Waals-Kräften. Diese sind

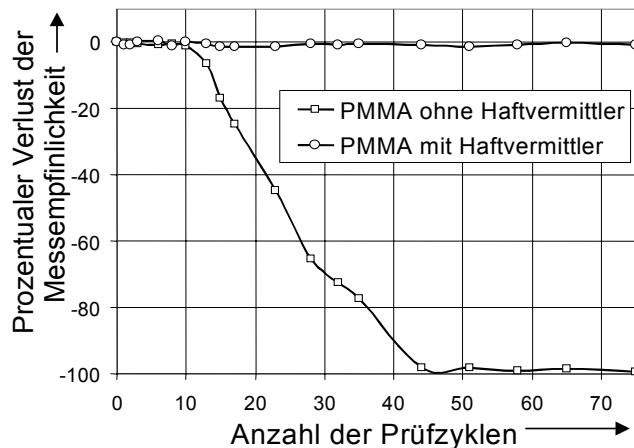


Bild 8.4: Verlust der Messempfindlichkeit von Sensoren bei der OIML-R60-Prüfung

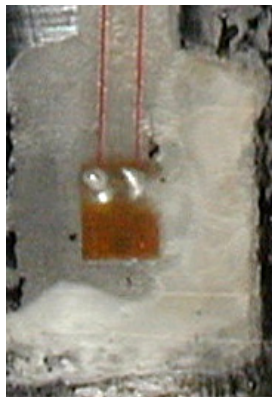


Bild 8.5: Durch Feuchtigkeitseinwirkung abgelöste PMMA-Schicht

jedoch empfindlich gegen das stark polare Wasser und werden langfristig unterwandert. Die durch das Wasser entstandene Ablösung lässt sich in Bild 8.5 gut erkennen. Im noch kontaktierenden Bereich schimmert das Metall durch, der abgelöste Bereich reflektiert das Licht am Luftspalt und erscheint weißlich. Für einen dauerhaften, chemisch stabilen Verbund zwischen Edelstahl und PMMA werden deshalb spezielle Haftvermittler benötigt, die eine Merkaptogruppe für den Edelstahl

und eine Vinylgruppe für das Dichtmaterial als Reaktionspartner beinhalten. Bild 8.4 zeigt die durch einen solchen Haftvermittler verlängerte Lebensdauer bei DIN IEC 68 2-30 Zyklen mit auf 55 °C erhöhter Maximaltemperatur. Bei der Herstellung von Testproben für das Wasserbad zeigten sich zunächst nicht erklärbare, erhebliche Unterschiede in der Haltbarkeit der einzelnen Proben. Das Nullsignal blieb entweder über 100 Tage konstant oder veränderte sich nach einer Einsetzzeit von ca. 7 Tagen. Ursache für die schnelle Alterung einiger Proben ist die Diffusion von Feuchtigkeit entlang der nur 50 µm starken Polyethylen-Isolierschicht der Anschlusskabel. Da immer mit einer gleich langen PMMA-Ummantelung des isolierten Drahtes gearbeitet wurde, fand das Einsetzen der Nullpunktverschiebung immer nach einer ähnlich

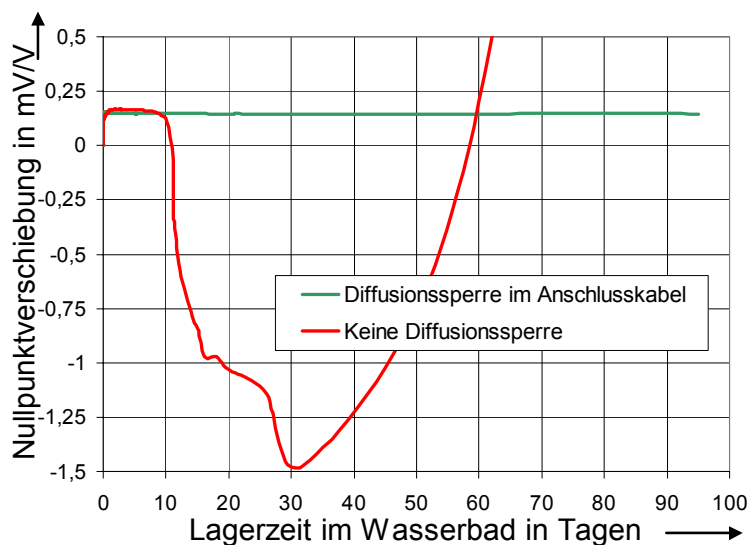


Bild 8.6: Einfluss der Wasserdiffusion entlang der Anschlusskabel

langen Zeit statt. Bei einigen Proben entstand an den Lötstützpunkten ein ausreichend entlackter Bereich, in dem das PMMA einen Wassertransport unterbinden konnte. Diese Proben erreichten eine deutlich höhere Lebensdauer. Bei den anderen Proben gelangte die Feuchtigkeit bis zu den DMS. Als Folge kam es zu einer Ablösung des Klebstoffes vom Lötstützpunkt, was in Bild 8.5 bei dem linken Lötstützpunkt als kleiner heller Rand um den

silbrigen Mittelpunkt zu erkennen ist. Um eine Diffusion entlang der Isolierschicht zu verhindern, wurden die Anschlussdrähte der DMS für nachfolgende Versuche auf 5 mm Länge entlackt und verzinkt. Eine Beschichtung des Zinnes mit Haftvermittlern ist wie beim Edelstahl vorteilhaft für die zu erwartende Lebensdauer. Bild 8.6 zeigt die so erzielte Verbesserung.

Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Kapselung stellt eine deutliche Verbesserung der bisher bekannten Kunststoffkapselungen dar. Ihr Herstellungsaufwand ist wesentlich geringer als bei der in Bild 2.2 dargestellten Kapselung /17/

Abschließend werden die Ergebnisse der Kapselungsuntersuchungen im Wasserbad in Bild 8.7 gegenübergestellt. Der Nullpunkt des DMS-Signals sollte dabei idealerweise einen über der Zeit konstanten Wert aufzeigen. Die kombinierte PMMA-Butyl-Kapselung mit einer Wasser-Diffusionssperre und der Nutzung von Haftvermittlern zwischen Metall und Kunststoff erbringt das beste Versuchsergebnis.

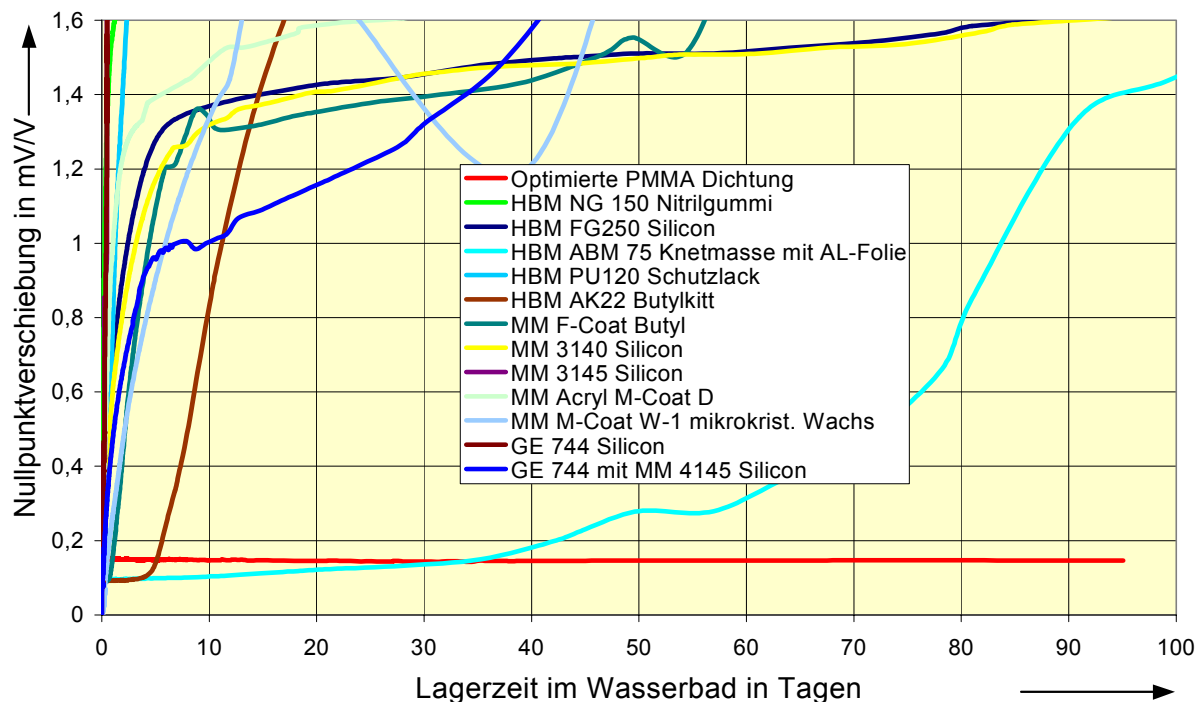


Bild 8.7: Ergebnisse der Nullpunktbeobachtungen im Wasserbad

8.5 Fertigung und Lebensdauer der neuen Kunststoffkapselung

Der Fertigungsverfahren der zuvor beschriebenen Kapselung beginnt mit dem Sandstrahlen der Applikationsstelle. Anschließend wird der hochviskose Haftvermittler in einer möglichst dünnen Schicht aufgetragen. Dazu wird ein einzelner Tropfen aufgebracht, der sehr schnell eine ca. 10 cm² große Fläche benetzt. Auf diesen Haftvermittler wird dann der DMS mit dem Klebstoff (Sun Medical „Super Bond“ oder dem HBM X280) aufgeklebt. Beide Klebstoffe härten so langsam aus, dass der im Innenteil fixierte DMS mit dem Kunststoff hinterstrichen und mittels der in Kapitel 6 (Bild 6.4) beschriebenen Vorrichtung eingepresst werden kann.

Nach dem Aushärten werden an den Rändern des DMS heraustretende Klebstoffreste durch Sandstrahlen entfernt. Der DMS wird dabei durch eine Stahlschablone im Sensorinneren bzw. durch ein Faserklebeband auf der Stahlplatte geschützt. Die an den Lötstützpunkten aufgelöteten Anschlusskabel sind direkt hinter der Lötstelle verzinkt und mit dem Haftvermittler behandelt. In dem Sensorinnenteil ist darauf zu achten, dass die entisolierten Kabelbereiche keinen Kurzschluss verursachen. Bei den auf Edelstahlplatten aufgebrachten Proben wurde ein Stück Teflonfolie unter die entisolierten Bereiche geklebt, um einen

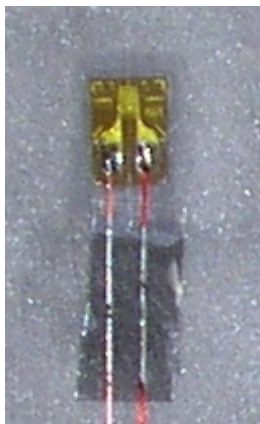


Bild 8.8: DMS-Applikation vor dem Aufbringen der Kapselungsmaterialien

Kurzschluss zu vermeiden. Bild 8.8 zeigt einen DMS mit einem entlackten Bereich an den Anschlusskabeln und der darunter liegenden Isolierfolie. Im Bereich um den DMS ist eine dunkle Schattierung zu erkennen, die durch überschüssigen Klebstoff entstand. Über diesem Bereich liegt die Schutzabdeckung beim Sandstrahlen nach der Applikation. Der daneben befindliche, gereinigte Bereich wird vor dem Auftrag des PMMA erneut mit dem Haftvermittler benetzt. Anschließend werden PMMA und Butylgummi aufgetragen, die abschließend mit einer zusätzlichen Aluminiumfolie bedeckt werden. So erzeugte Kapselungen zeigten im Wasserbad einen über 140 Tage stabilen Nullpunkt des DMS-Signals.

Um aus den Wasserbaduntersuchungen eine Lebensdauerprognose erstellen zu können, muss die beschleunigte Alterung in eine Korrelation zur Freiluftbewitterung gesetzt werden. Da mit der optimierten Kapselung im Zeitrahmen dieser Arbeit keine Alterung bei Freiluftbewitterung festgestellt wurde, wurden Proben aus im Wasserbad unterschiedlich schnell alternden, verschiedenen Kunststoffen herangezogen. Zur Bestimmung eines zeitlichen Korrelationsfaktors wurden die Nullpunktverschiebungen der DMS-Signale verglichen. Es zeigte sich, dass die Korrelationsfaktoren der Alterungsgeschwindigkeiten zwischen Wasserbad, Klimakammer und Freiluft bei den verschiedenen Kunststoffen ungefähr gleich sind. Da die Änderungen des Nullsignals im späteren Verlauf durch verschiedene Ursachen sehr undefinierte Signalverläufe zeigten, wird der Korrelationsfaktor aus dem Zeitraum bis zu einer Veränderung des Nullsignals um 0,5 mV/V berechnet. Die Alterung im Wasserbad wird für alle Arten von Kunststoffen gegenüber der Freiluftbewitterung etwa um den Faktor 180 beschleunigt. Lediglich bei dem Silikongummi MM 3140 liegt dieser Faktor bei etwa 50.

Nimmt man für die Isolierung aus PMMA und Butyl einen Alterungs-Beschleunigungsfaktor von 180 an, so folgt aus den Versuchen im Wasserbad eine Lebenserwartung von 70 Jahren.

Bei den in der Klimakammer durchgeführten Versuchen zeigten die mit der abschließenden Ausführung der PMMA-Butyl-Kapselung versehenen Sensoren auch nach 150 Testzyklen keine Alterungserscheinungen. Der Korrelationsfaktor zur Freiluftalterung liegt nach Vergleichsmessungen bei ca. 20. Das Silikongummi MM 3140 weicht auch hier mit einer etwa 4-fach geringeren Alterungsbeschleunigung ab.

8.6 Ausführungen von anwendungsspezifischen Kapselungen für die industrielle Fertigung

Die zuvor vorgestellte, optimierte PMMA-Butyl-Kapselung lässt eine hohe Lebensdauer des Sensors erwarten. In der großtechnischen Anwendung erfordert sie aber einen hohen fertigungstechnischen Aufwand.

Der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte, inzwischen patentierte Sensor /74/ soll in der Ausführung AT8/IT4 in Lizenz gefertigt werden. Für eine Serienproduktion kann auch eine einfachere und preisgünstigere - allerdings auch weniger stabile Kapselungstechnik genutzt werden. Auf die offene Sensorspitze wird eine dünne Stahlmembran per Laser aufgeschweißt (Bild 8.9). Da eine Glasdurchführung für die 18 Anschlusskabel in der geringen Größe nicht

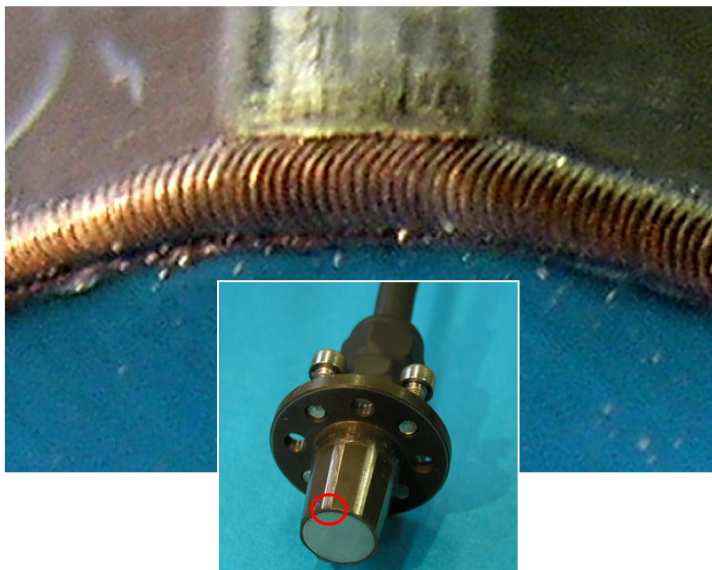


Bild 8.9: Mittels Laser aufgeschweißte Stahlmembran an der Spitze des Sensors.

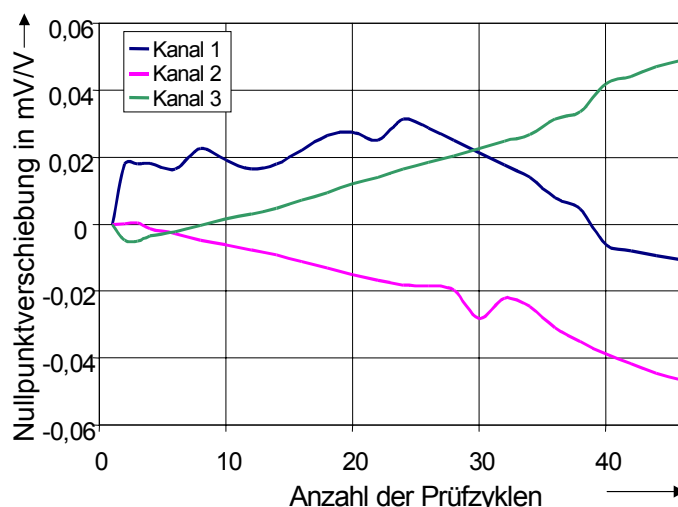


Bild 8.10: Nullpunktstabilität mittels Fett gekapselter Sensoren

realisiert werden kann, wird eine einfache Kunststoffdurchführung verwendet. Da diese jedoch eine Wasserdiffusion ermöglicht, müssen die DMS im Inneren einen zusätzlichen Schutz erhalten. Dazu wird der komplette Innenraum des Sensors mit einem wasserundurchlässigen Fett ausgefüllt. Auch diese Kapselung wurde in Klimakammern eingehend untersucht. Es konnte eine ausreichende Nullpunktstabilität der drei Messkanäle erzielt werden (Bild 8.10).

Für die Anwendung stehen somit zwei mögliche Kapselungen zur Verfügung, die für besonders hohe Lebensdauieranforderungen miteinander kombiniert werden können.

Als weitere Kapselungsmöglichkeit eignen sich auch neuartige Kunststoffe, die für hochgradig feuchtigkeitsempfindliche organische LEDs entwickelt wurden. Erste damit durchgeführte Versuche im Wasserbad zeigen einen über 40 Tage stabilen Nullpunkt. Entsprechende Untersuchungen sollen nach Abschluss dieser Arbeit fortgeführt werden und

in die Serienfertigung einfließen. Bild 8.11 zeigt den Bauwerkssensor in der endgültigen Ausführungsform mit einer aus Kunststoff, Fett und Metallmembran kombinierten Kapselung sowie einer kompakten und stabilen Kabeldurchführung.

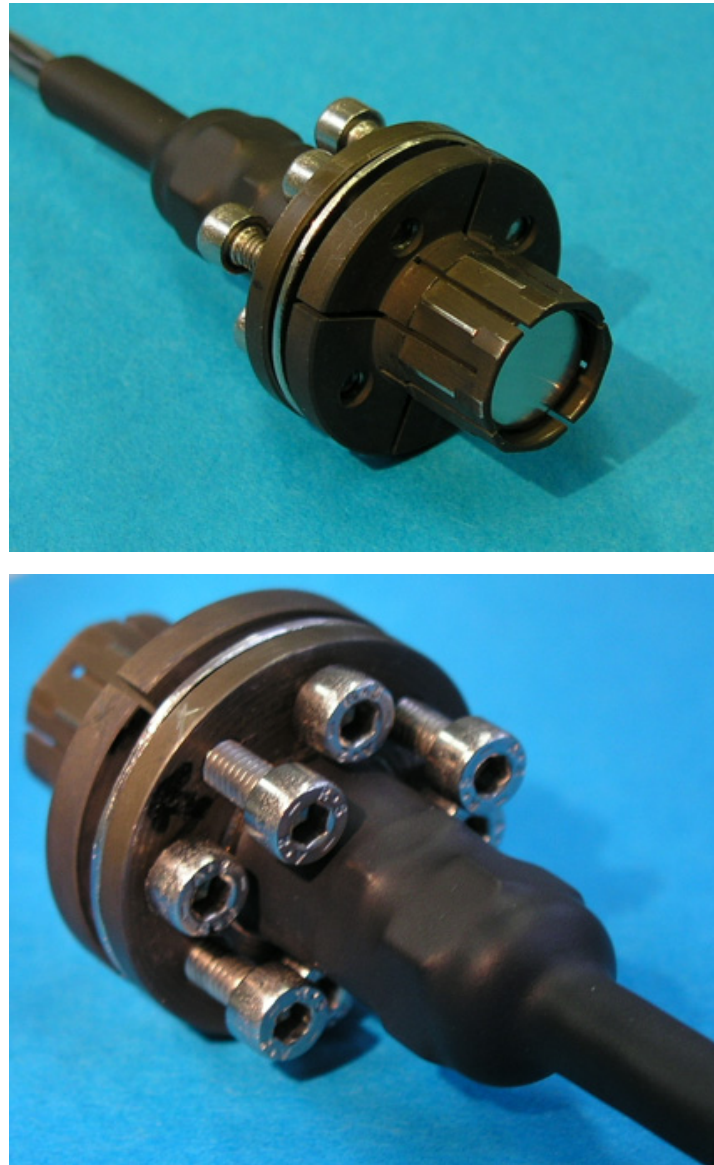


Bild 8.11: Abschließende Ausführung des Sensors zur Aufnahme von Dehnungen in Bauwerken

Kapitel 9

Ersatzbauwerke zur Simulation typischer Schäden

Der Sensor soll eine Früherkennung von Bauwerksschäden ermöglichen. Da ein vergleichbares Messwerkzeug bisher nicht existierte, lag zu Beginn dieser Arbeit keine ausreichende Erfahrung über mögliche Applikationsorte und die zu erkennenden Dehnungsänderungen vor. Um solche Erfahrungswerte zu sammeln, wurden innerhalb des Sonderforschungsbereiches 477 „Bauwerksüberwachung“ spezielle Ersatzbauwerke entwickelt, an denen typische Alterungs- und Schadensvorgänge an Stahlbauwerken simuliert werden können.

Die Ersatzbauwerke dienten zunächst der Festlegung der notwendigen Sensoreigenschaften, mit denen Schäden frühzeitig entdeckt werden können. Dazu wurde eine verfahrenstechnische Vorgehensweise als Messmethodik festgelegt. Die Signalsteigungen von Sensoren an unterschiedlichen Applikationsorten werden in einem Differenzmessverfahren miteinander verglichen.

Aus der Kenntnis der notwendigen Sensoreigenschaften wurde das Adaptionsmodell entwickelt. Der Sensor wurde anschließend in den Ersatzbauwerken auf seine Tauglichkeit überprüft, wobei sich der vieleckige, verspannbare Sensor bewährte und Schäden schon im Anfangsstadium erkannte.

9.1 Zielsetzung der Untersuchung mit Ersatzbauwerken

In Kapitel 10 werden die Messunsicherheiten des Sensors für zwei Einsatzmöglichkeiten (Kapitel 10.2 und 10.3) angegeben. Neben der Dehnungsanalyse soll der Sensor auf einfache Weise eine Früherkennung von typischen Schäden in Bauwerken ermöglichen. Die Entwicklungsarbeiten dazu wurden an einem Ersatzbauwerk durchgeführt, das in Form eines Trägers ausgelegt ist und mit den für den Brückenbau typischen Schwachstellen versehen wurde. Dabei sind Erfahrungen der Deutschen Bahn AG in der Zusammenarbeit mit dem DFG-Sonderforschungsbereich 477 über generelle Versagenspunkte eingeflossen. Typische Versagenspunkte sind vornehmlich alle Arten von Aussparungen, wie z.B. für Durchführungen, oder Unterbrechungen an Schweißnähten zur Vermeidung zu hoher thermischer Vorspannungen. Schweißnähte sind ebenfalls Schwachstellen in der Baukonstruktion, insbesondere im Bereich von hochbeanspruchten Untergurten bei Doppel-T-Trägern. An all den genannten konstruktiven Details können bei dynamischer Belastung - auch bei Einhaltung von rein elastischen Dehnungen - nach einiger Zeit Risse auftreten, die sich nach ihrem Entstehen schnell ausweiten. Ziel des in dieser Arbeit entwickelten Sensors ist eine frühzeitige Erkennung solcher Risse, so dass teure Folgeschäden vermieden werden können.

In Anlehnung an einen typischen Querträger einer Brückenkonstruktion wurde innerhalb des Sonderforschungsbereichs ein Ersatzbauwerktyp (Ersatzbauwerk 1) erstellt /73/, von dem ein verkleinertes Abbild (Ersatzbauwerk 2) für Untersuchungen in den K-NME der PTB gebaut wurde. Die Verkleinerung war zur Montage des Ersatzbauwerks in den Einbaurahmen der 600-kN-K-NME der PTB notwendig. Die Gründe für die Untersuchung eines Ersatzbauwerkes mit einer räumlich begrenzten K-NME waren die hohen Genauigkeitsanforderungen für die darzustellende Kraft.

Ziel der Untersuchungen am Ersatzbauwerk 2 war die prinzipielle Bestimmung einer Vorgehensweise zur messtechnischen Detektion der genannten Schadensformen. Das Ersatzbauwerk wurde zunächst durch FEM-Modelle simuliert. Die an den hochbelasteten, kritischen Bereichen auftretenden Schäden wurden dabei als Schnitte parallel zur Hauptspannung dargestellt. Die Simulationen zeigen, dass Schädigungen das Spannungsfeld nur sehr lokal um den Schadensbereich verändern.

9.2 Rissdetektion typischer Schäden mittels Referenzmessverfahren

Die lokalen, schadensnahen Spannungs- bzw. Dehnungsänderungen werden für das so genannte Differenzmessverfahren genutzt. Hierbei werden die Messsignale von zwei Sensoren miteinander verglichen. Ein Sensor wird an eine relativ nahe, der andere an eine vom potentiellen Schwachpunkt weiter entfernte Position adaptiert. Verändern sich nun die relativen Empfindlichkeiten zueinander, so kann von einer Strukturschädigung ausgegangen werden.

Numerische Simulationen mit verschieden geformten Stahlträgern als Ersatzbauwerke ergaben, dass sich für jede Versagensform spezielle Adaptionssorte in der Nähe des möglichen Schwachpunktes finden lassen, die eine ausreichende Änderung des Dehnungszustandes und damit des Sensorsignals ergeben. Die den jeweiligen Schwachstellen zugeordneten Sensor-Adaptionssorte lassen sich tabellarisch zusammenfassen. Die prinzipielle Vorgehensweise ermöglicht den Einsatz des Sensors als Schadensdetektor, ohne dass für die jeweilige Baukonstruktion eine arbeits- und damit kostenaufwendige FEM-Analyse durchgeführt werden muss.

Im Folgenden soll dies anhand einer Aussparung beispielhaft demonstriert werden. FEM-Simulationen ergaben, dass generell an einer Sensorposition neben der Aussparung bei ca. ein Drittel der Höhe mit dem zweifachen Abstand des Sensordurchmessers eine deutliche Änderung des Dehnungszustandes bei einem Riss an einer Aussparungsecke auftritt. Das messbare Auftreten einer Dehnungsänderung ist dabei unabhängig von der Ecke, in der der Riss auftritt. Auch ein Schaden einer dem Sensor an gegenüberliegenden Seite führt an der beschriebenen Sensorposition zu einer deutlichen Dehnungsänderung. Damit genügt ein Sensor, um eine Aussparung zu überwachen.

Nach der Festlegung geeigneter Messorte wurde das Ersatzbauwerk 2 mittels numerischer Simulationen so optimiert, dass die Form der Schwachpunkte bei einem Schaden möglichst geringe Dehnungsänderungen an den typischen Sensorpositionen hervorrufen. Die bewusst ungünstige Auslegung der Schwachpunkte bezüglich geringer Spannungsänderungen diente der Bestimmung der notwendigen Messgenauigkeit, um Anfangsrisse von unter einem Millimeter zu erkennen. Diese Ergebnisse waren bestimmend für die Entwicklung des Adaptionmodells. Das endgültige Design des Ersatzbauwerkes 2 ist in Bild 9.1 skizziert.

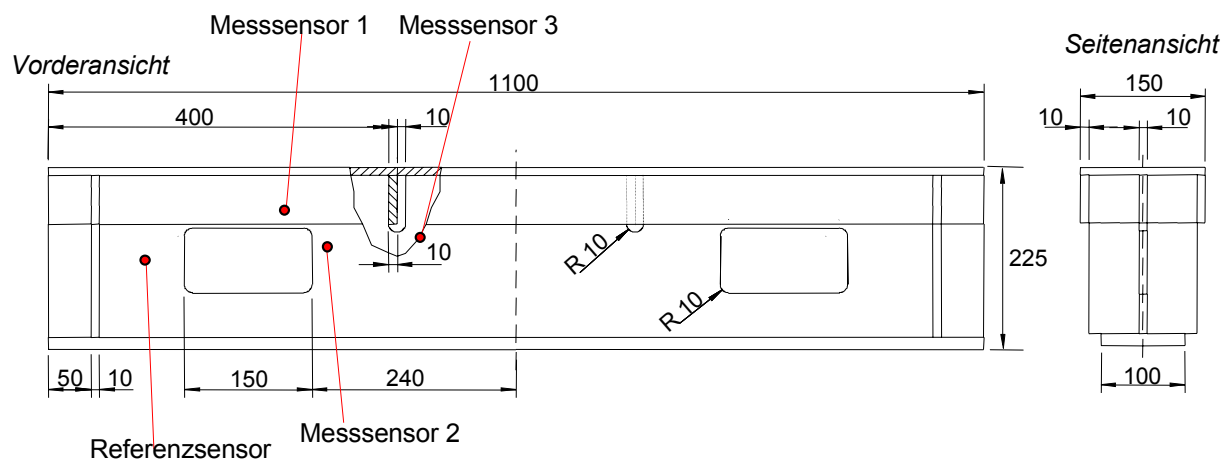


Bild 9.1: Skizze des Ersatzbauwerkes 2

In der Skizze sind drei mögliche Sensor-Adaptionssorte eingezeichnet. Die lastabhängigen Ausgangssignale der Referenz- und Messsensoren unterscheiden sich im schadensfreien Zustand um einen konstanten Faktor, was auf der linken Seite des Diagramms in Bild 9.2 verdeutlicht ist. In dem Diagramm ist der prinzipielle Zusammenhang zwischen dem Signalanstieg über der in das Ersatzbauwerk eingeleiteten Kraft aufgetragen. Mittels einer Empfindlichkeitsanpassung

am Messverstärker lässt sich die Signaldifferenz auf Null abgleichen. Für das in Bild 9.2 dargestellte Beispiel wird ein Riss in der oberen Ecke der Aussparung bei Messsensor 2 simuliert.

Da Schadensformen in ihrer Anfangsphase nur lokale Auswirkungen haben, ist zunächst nur die Dehnungsverteilung des defektnahen Messensors betroffen, der daraufhin eine Signaländerung zeigt. Der Referenzsensor bleibt in seinem umgebenden Dehnungsfeld unbeeinflusst. Es tritt daher ein Differenzsignal zwischen den zuvor abgeglichenen Sensoren auf. Im rechten Diagrammteil von Bild 9.2 ist die resultierende Änderung des Differenzsignals als Funktion der Risslänge für eine konstante Kraft von 200 kN dargestellt.

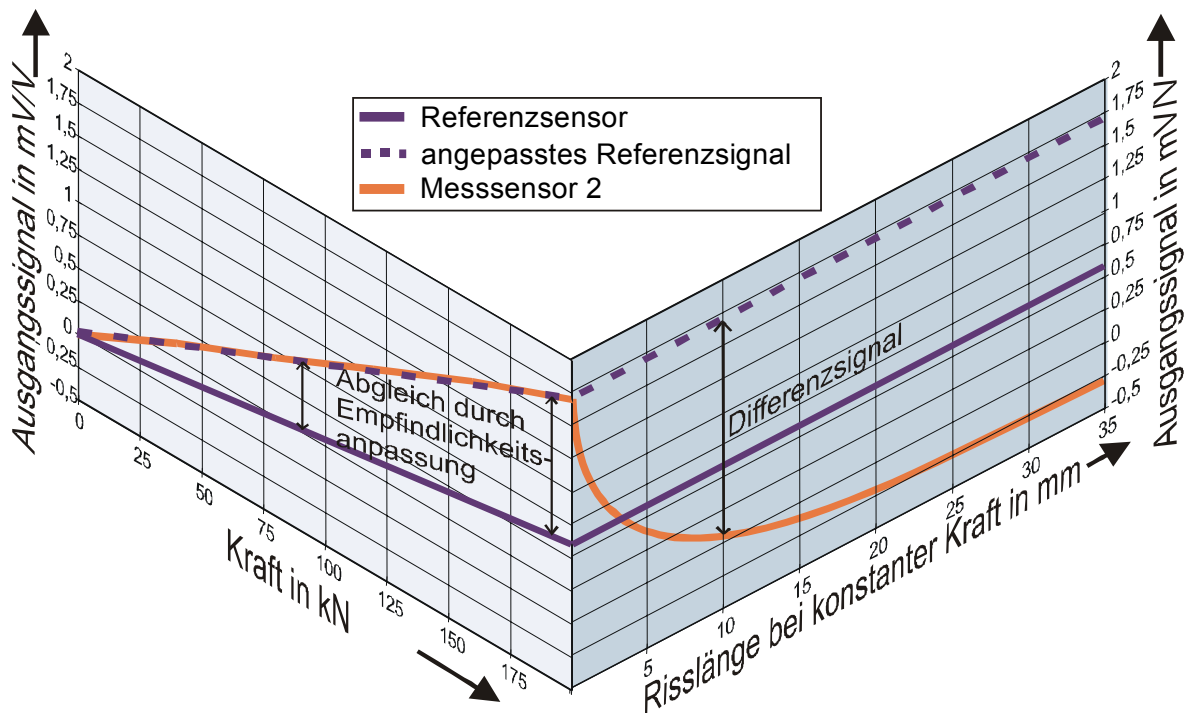


Bild 9.2: Funktionsprinzip des Differenzmessverfahrens

Die für das Beispiel einer Rissentwicklung geschilderte Differenzmessverfahren des Vergleiches zweier Sensoren lässt sich auch bei anderen Schäden anwenden. FEM-Simulationen zeigten, dass sich geeignete, generelle Adaptionenorte für alle zu überwachenden Schwachstellen finden lassen. Im Falle einer Aussparung an einer Schweißnaht, wie in Bild 9.1 rechts neben Messsensor 3 dargestellt, sollte der Abstand von Sensor und Aussparung das 2,5-fache seines Durchmessers bei einer Winkelorientierung von etwa 45° zum Querblech betragen.

9.3 Versuchsaufbau „Ersatzbauwerk“

Die in den FEM-Simulationen gewonnenen Erfahrungen sollten in verschiedenen praktischen Versuchen bestätigt werden. Dazu wurden insgesamt acht Ersatzbauwerke 2 gefertigt. Um sie in der 600-kN-K-NME zu montieren, wurde für die Lasteinleitung der in Bild 9.3 skizzierte und in Bild 9.4 als Foto gezeigte Versuchsaufbau entwickelt. Er ermöglicht eine Variation des Krafteinleitungspunktes durch ein Verschieben des gesamten Aufbaus über die Strecke zwischen den beiden Kraftaufnehmern. Bei der Konstruktion der Auflager war zu beachten,

dass keine Störkomponenten als Folge einer statischen Überbestimmung in das Ersatzbauwerk eingeleitet werden können. Die Kräfte in den zwei Laststegen wurden jeweils mit einem Präzisionskraftaufnehmer bestimmt.

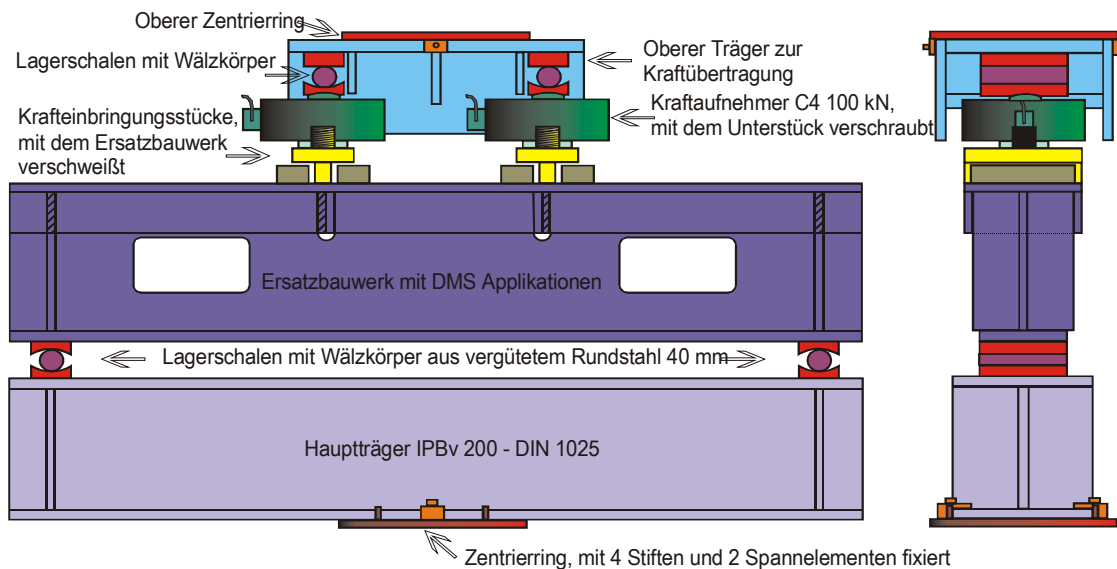


Bild 9.3: Montagevorrichtung für das Ersatzbauwerk 2 in der 600-KN-K-NME

Ein zerstörungsbehaftetes Prüfen, wie z.B. in /73/ am Ersatzbauwerk 1 erläutert, kann in einer K-NME nicht durchgeführt werden. Die verwendeten Hydraulikaggregate oder Hubvorrichtungen der Lastgehänge ermöglichen zudem keine hohe Frequenz der Lastspiele. Ein rissbedingtes Versagen des Ersatzbauwerkes kann an den K-NME der PTB nicht dargestellt werden, da derartige Präzisions-einrichtungen konstruktiv nicht für einen Bruch des Prüflings ausgelegt sind.

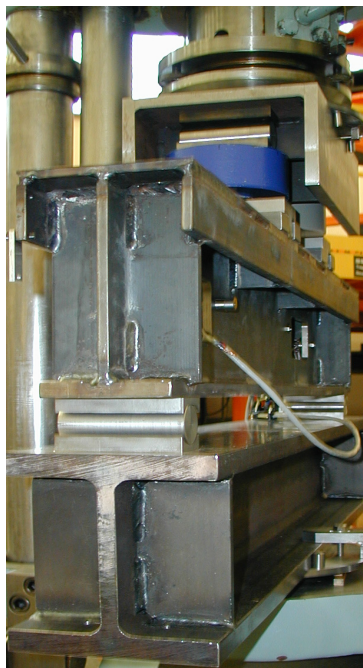


Bild 9.4: Ersatzbauwerk montiert in der 600-kN-K-NME

Zur Simulation von Schäden am Ersatzbauwerk wurden Schnitte orthogonal zur Hauptspannungsrichtung in den Schwachpunkten eingebracht. Dies erfolgte durch das Ausschneiden spitzer Dreiecke im FEM-Modell sowie Einsägen in Schritten von 1 mm bei den experimentellen Untersuchungen (Bild 9.5). Anschließend wurde die resultierende Spannungsänderung an den Sensorpositionen bestimmt und die Quantität der Dehnungsänderung an verschiedenen, für das

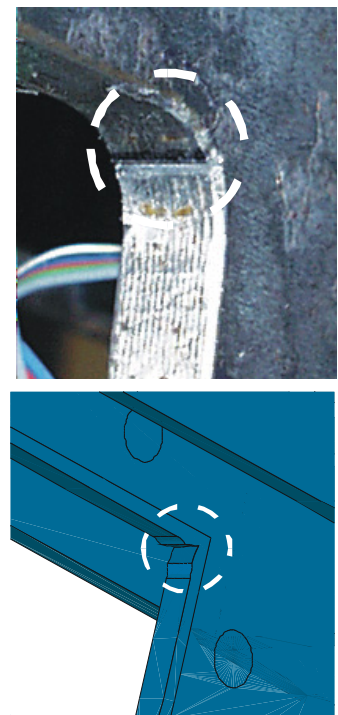


Bild 9.5: Simulation von Rissen im Ersatzbauwerk 2 und im FEM-Modell

Differenzmessverfahren geeigneten Sensorpositionen gemessen, um daraus die erforderliche Messgenauigkeit des Sensors zu bestimmen.

9.4 Rissdetektion und Ableitung der notwendigen Sensoreigenschaften

Um mögliche Applikationsstellen für den Sensor zu untersuchen, wurden diese mittels direkt aufgeklebter DMS untersucht. Dazu dienten DMS mit drei übereinander liegenden, jeweils um 45° gedrehten Messgittern. Aus ihren Messsignalen lässt sich der ebene Dehnungszustand bestimmen [42]. Anhand des Differenzsignals bei verschiedenen Rissgrößen konnte die Eignung der betrachteten Messposition und die jeweils notwendige Messauflösung bestimmt werden. Bild 9.6 zeigt beispielhaft die Messsignale der horizontal orientierten Messgitter von Referenzsensor und Messsensor 2 als Funktion von Risslänge und Position der Lasteinleitung.

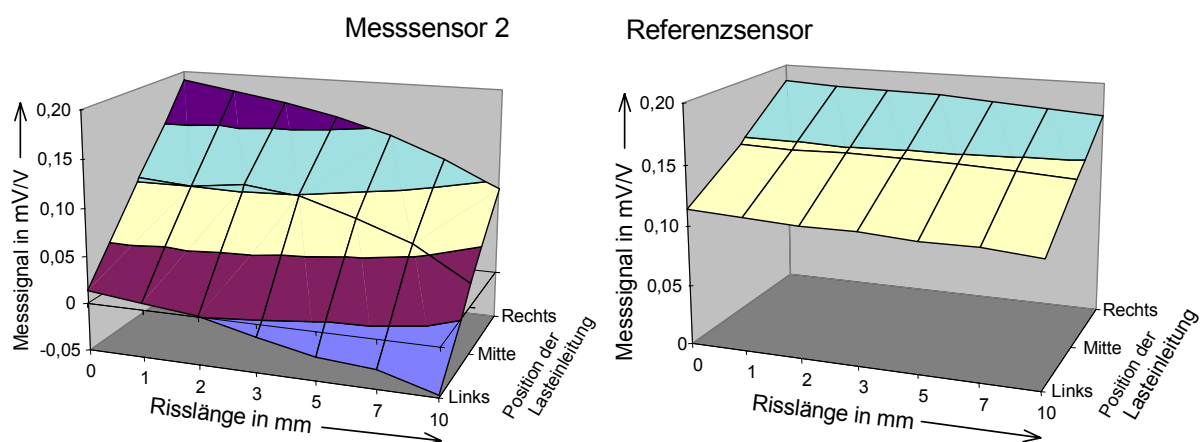


Bild 9.6: Messsignale zweier vertikal orientierter Messgitter an der Referenz- und Messsensor 2 Position (Bild 9.1) bei wachsendem Riss und unterschiedlichen Krafteinleitungsstellen

Es wird deutlich, dass sich die Signale des Messsensors bei auftretenden Schäden, d.h. größer werdendem Riss, deutlich ändern, die des Referenzsensors jedoch nicht. Ein ähnliches Verhalten wurde auch an den Positionen der Messsensoren 1 und 3 registriert.

Zusammenfassend kann für diese Untersuchungen festgestellt werden, dass zum Erkennen eines Schadens von 1 mm Risslänge das Differenzmessverfahren eine relative Standardmessunsicherheit von höchstens 0,02 erfordert. Diese Forderung lässt sich mit einem Sensor des Typs AT8/IT4 und einer Messunsicherheit von 0,0045 erfüllen (Kapitel 10.2).

Bild 9.6 weist jedoch auf eine Problematik bei der bisher beschriebenen Anwendung des Differenzmessverfahrens hin. Der einfache Vergleich zweier Messwerte ist bei einer örtlichen Verschiebung des Lasteinleitungspunkts nicht ausreichend. Die Messwerte beider Sensoren in Bild 9.6 hängen bei unveränderter Risslänge stark von dem Ort der Lasteinleitung ab. Bei einer linearen Verteilung der Krafteinleitung müssen Verhältnis und Größe der Signale zweier Referenzsensoren in Beziehung zu dem Signal des Messsensors gebracht werden.

Die für einen Schadensfall in Bild 9.7 dargestellten Messkurven wurden nach Abschluss der Entwicklung des Adaptionmodells mit Sensoren des Typs AT8/IT4 gemessen. Die dabei

verwendeten Innenteile wurden mit dem eigens entwickelten Mehrfachgitter-DMS appliziert. In allen experimentell untersuchten Fällen konnte der durch einen Sägeschnitt von 1 mm simulierte Anriss detektiert werden. Bild 9.7 zeigt beispielhaft die Messwerte für eine Rissentwicklung in der oberen, rechten Ecke der linken Aussparung von Bild 9.1. Diese Messungen erfolgten mit einem Sensor an der Messposition 1.

Die in Bild 9.7 dargestellten Messkurven sind auch typisch für Risse, die sich an anderen Ecken der Aussparung ausbilden. Auch ein an einer dem Messsensor gegenüberliegenden Seite auftretender Schaden verursacht eine deutliche Änderung des Spannungszustandes. Ebenso ließen sich simulierte Schäden an einer Schweißaussparung und an einer Schweißnaht im Untergurt von entsprechend platzierten Sensor erkennen.

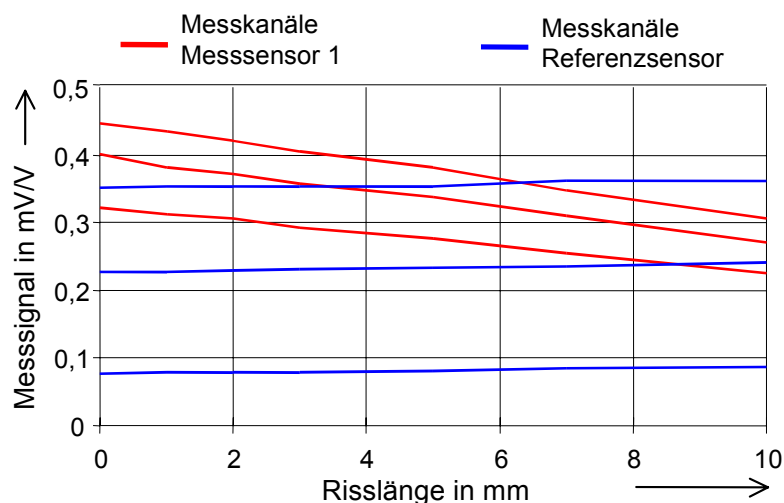


Bild 9.7: Vergleich der Messsignale der Sensoren vom Typ AT8 / IT4 bei wachsendem Riss (Messpositionen s. Bild 9.1)

Bild 9.7 zeigt, dass die drei Messsignale des Mess- oder Detektionssensors mit zunehmendem Schaden abnehmen. Auch ihre relativen Verhältnisse verändern sich, was durch eine Änderung der Hauptspannungsrichtung hervorgerufen wird. Daher lässt sich eine Schadensüberwachung auch ohne Referenzsensor durchführen. Eine Materialveränderung oder auch ein Riss verursachen eine lokale Änderung der Hauptspannungsrichtung in der Nähe des Schadensbereichs, die der Sensor erfassen kann. Da so aber keine Schäden in entfernteren Bereichen erkannt werden können, z.B. an einer gegenüberliegenden Ecke einer Aussparung, und darüber hinaus die geringfügige Richtungsänderung der Hauptspannung eine geringe Empfindlichkeit gegenüber Anfangsrissen aufweist, sollte die Methodik des Differenzmessverfahrens bevorzugt werden.

Die experimentell gewonnenen Erfahrungen zeigen, dass der Abstand von Mittelpunkt der Sensorbohrung und Aussparung generell das 2,5-fache des Sensordurchmesser betragen sollte. Ist die Aussparung rechteckig, sollte die seitliche Positionierung auf 1/3 der Länge eines Seitenabschnittes erfolgen. Ist die Aussparung sehr schmal, sollte der Sensor mit dem genannten Abstand in Verlängerung der Aussparung unter einem Winkel von 45° zur Längsachse platziert werden.

9.5 Verifikation von Sensor und Messverfahren in Zusammenarbeit mit anderen Forschungseinrichtungen

Die Ergebnisse mit den verschiedenen, leicht unterschiedlichen Ersatzbauwerken 2 zeigten, dass der Sensor bestehend aus AT8/IT4 gut geeignet ist, auch schon kleinste schadensbedingte Änderungen aufzunehmen. Aus diesem Grund wurde der Sensor dieses Typs von anderen Teilprojekten des SFB 477 eingesetzt. Die Funktion des Differenzmessverfahrens wurde an dem innerhalb des SFB entwickelten Ersatzbauwerk 1 erprobt. An diesem Ersatzbauwerk werden Ermüdungserscheinungen verschiedener Schwachpunkte in zerstörenden Prüfungen untersucht. Dabei werden zwei dem Ersatzbauwerk 2 ähnliche, jedoch um den Faktor 3 größere Träger in eine hydraulische Prüfeinrichtung montiert und mit 600 kN und einer Frequenz von 5 Hz dynamisch belastet. Diese Untersuchungen dienen einer Lebensdauervorhersage von ermüdungsbeanspruchten Stahltragwerken mit Hilfe von Monitoring und begleitenden Versuchen /73/. Der in dieser Arbeit entwickelte Sensor soll dazu als Messwerkzeug eingesetzt werden.

Für entsprechende Untersuchungen wurden vier Sensoren in einem Ersatzbauwerk 1 montiert. Zwei Sensoren dienten dabei als Referenzsensor, die im Obergurt montiert wurden. Zwei weitere Sensoren wurden an den zuvor beschriebenen typischen Adaptionen neben zwei Aussparungen montiert. Bild 9.8 zeigt den verwendeten Versuchsaufbau mit zwei gegenseitig gelagerten Ersatzbauwerken 1.

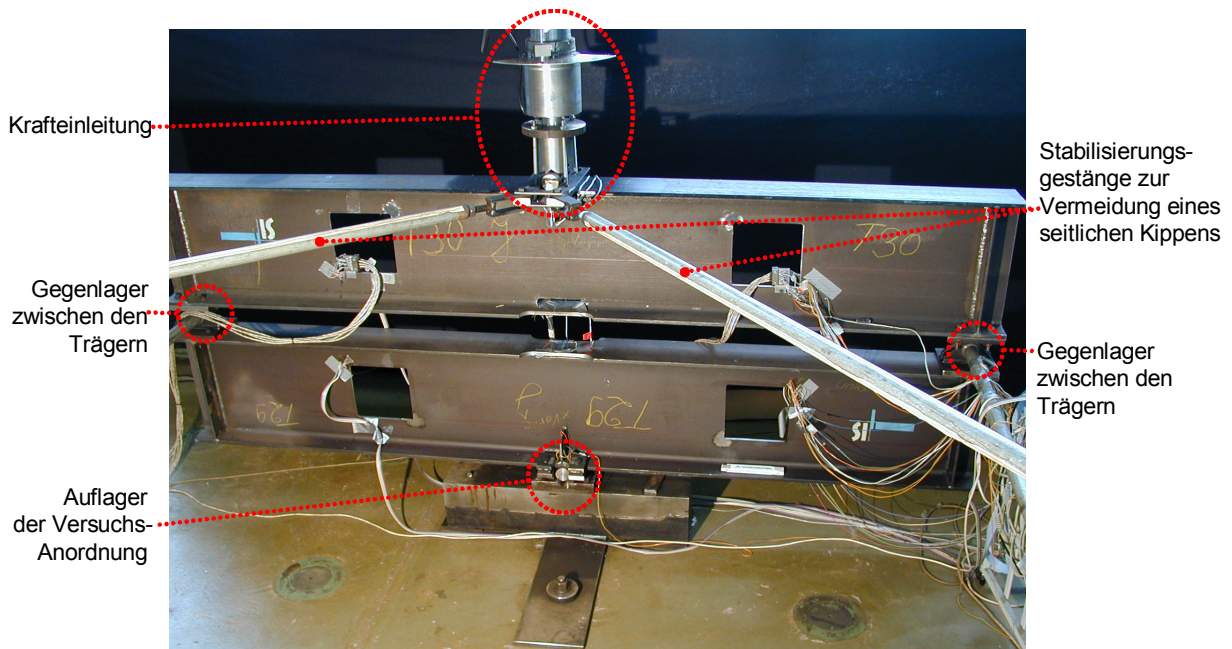


Bild 9.8: Versuchsaufbau zur zerstörenden Prüfung von Ersatzbauwerken vom Typ 1 /73/

Während der einzelnen Belastungen wurden die in einem Zyklus auftretenden maximalen Sensorsignale gespeichert. Gleichzeitig wurden die potentiellen Rissstellen durch aufgeklebte Spulendrähte überwacht, die bei einem Riss durchtrennt werden. Bild 9.9 zeigt eine entsprechend applizierte Ecke einer rechteckigen Aussparung.

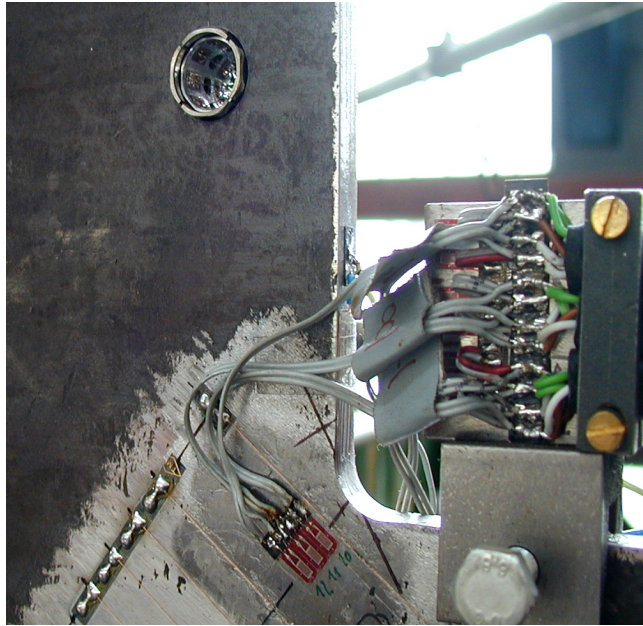


Bild 9.9: Fotografie einer Ecke mit aufgeklebten Spulendrähten zur Risserkennung, direkt applizierten DMS und einem Bauwerkssensor (oben links)

Die Untersuchungen am Ersatzbauwerk 1 wurden sowohl mit sinusförmigen Belastungen von 600 kN als auch normalverteilten, wechselnden Lasten mit bis zu 800 kN Amplitude durchgeführt. Neben den Schäden an Aussparungen wurden auch Versagenspunkte an anderen Bereichen, wie z.B. Schweißnähten beobachtet.

Das Bild 9.10 zeigt die bei dynamischer Überwachung des Ersatzbauwerks 1 erzielten Messergebnisse. Nach 470000 sinusförmigen Lastwechseln wurde einer der in der Rundung der Ecke applizierten Spulendrähte als Folge eines beginnenden Risses durchtrennt. Gleichzeitig veränderten sich die Signale des

Bauwerkssensors deutlich. Bei dem verwendeten Sensor handelt es sich um einen Typ AT8/IT4 mit acht Einzel-DMS, von denen zwei Signale der angenähert parallel in Hauptspannungsrichtung liegenden Messgitter in Bild 9.10 dargestellt sind. Der verwendete Sensor besaß eine genügend hohe Empfindlichkeit, um auch beim Ersatzbauwerk 1 die an einer anderen Ecke der Aussparung entstehenden Risse zu erkennen.

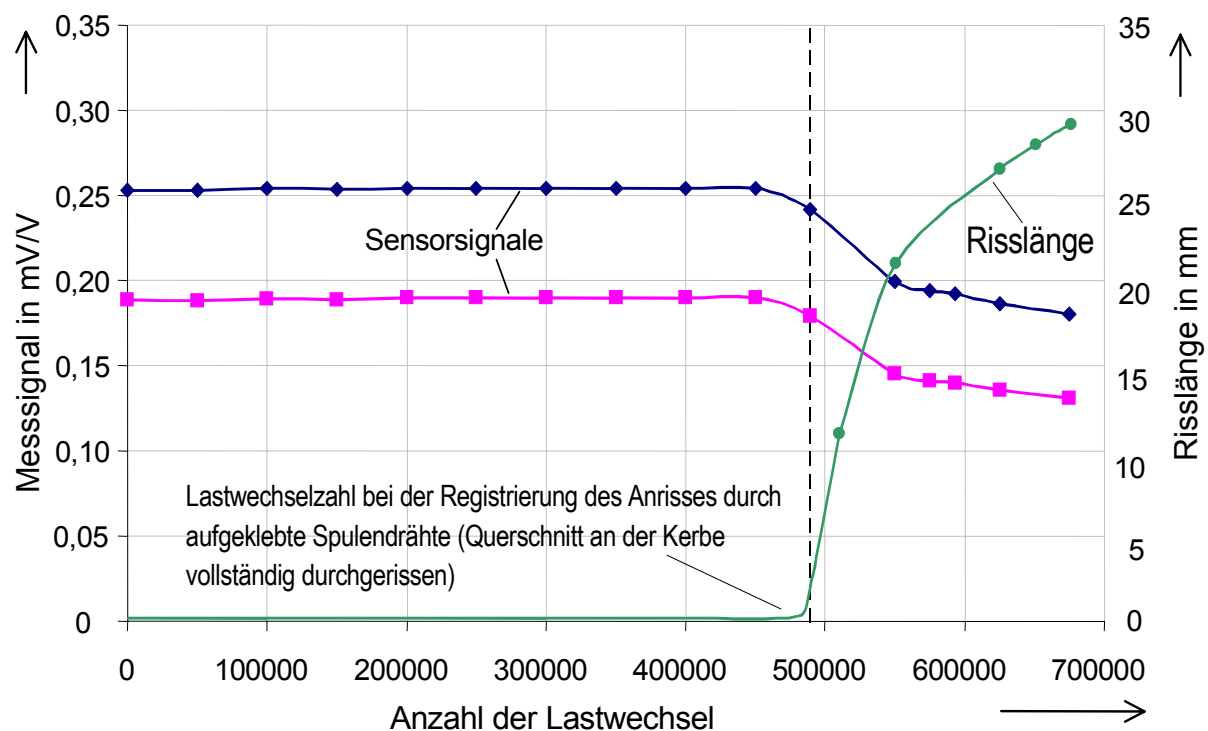


Bild 9.10: Detektion eines Risses mit dem entwickelten Bauwerkssensor

Kapitel 10

Bestimmung der Messunsicherheit nach GUM

In diesem Kapitel wird eine Analyse der Messunsicherheiten entsprechend dem „Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement“ (GUM) durchgeführt. Dabei werden die einzelnen Unsicherheitsquellen, ihre Entstehungsursachen sowie ihre messtechnische Bestimmung erläutert.

Das resultierende Unsicherheitsmodell ähnelt dem herkömmlicher Kraftaufnehmer. Es sind jedoch weitere Unsicherheitsquellen zu beachten, die z.B. durch die mechanische Einspannung oder durch den Montagevorgang entstehen.

Dabei ist das nichtlineare Gleichungssystem zur Bestimmung des resultierenden Dehnungszustandes aus den Messsignalen (siehe Kapitel 7.4) besonders zu beachten, da sich deren ebenfalls mit Unsicherheiten behafteten Kalibrierkonstanten über eine Kreisfunktion auf das Messergebnis auswirken.

10.1 Untersuchung der einzelnen Unsicherheitsquellen

Die Bestimmung der Messunsicherheiten nach GUM /52/ (Kapitel 3.7) erfordert die Aufstellung eines mathematischen Modells für das Messergebnis. Dazu müssen alle relevanten Unsicherheitsquellen erfasst werden (Kapitel 10.1), aus denen mit dem zugehörigen Modell die relative, kombinierte Standardunsicherheit berechnet wird (Kapitel 10.2 und 10.3). Die einzelnen, relativen Unsicherheitsbeiträge werden nachfolgend diskutiert.

Die Messbohrung unterliegt unvermeidlichen Toleranzen, die Auswirkungen auf die Empfindlichkeit haben. Um diese Abweichung klein zu halten, sollte die Messbohrung toleriert und die resultierende Empfindlichkeitsänderung über einen Korrektionsfaktor einbezogen werden. Die Messung des Durchmessers und der Korrektionsfaktor unterliegen dabei ebenfalls einer zu berücksichtigenden Unsicherheit, die zusammen den relativen Unsicherheitsbeitrag w_D verursachen.

Die mechanische Übertragung der zu messenden Dehnung vom Bauwerk zu den DMS ist mit Unsicherheiten verbunden. Mikroskopisch kleine, plastische Deformationen im Bauwerk sind ebensowenig auszuschließen wie geringfügige Gleiteffekte an den kraftschlüssigen Kontaktbereichen. Das Innenteil des Sensors kann unter der hohen Vorspannung außerdem ein geringes nichtlineares und hysteresebehaftetes Verhalten zeigen. Der DMS und die Klebeschicht tragen weiterhin durch Kriechen und nichtlineares elastisches Verhalten zur Messunsicherheit bei. Die daraus resultierenden, rel. Unsicherheitsbeiträge werden als w_H für Hysterese oder Umkehrspanne und als w_W Wiederholgenauigkeit im Unsicherheitsmodell bezeichnet.

Das Messsignal ist mit Unsicherheiten w_K durch Kriecheigenschaften aufgrund von Relaxationen im Stahl des Sensorkörpers behaftet.

Der Montage- und Demontagevorgang führt sowohl beim Einbau in den Kalibrierkörper als auch bei der Anbringung im Bauwerk zu einem rel. Unsicherheitsbeitrag w_{Mo} . Ursache dafür sind Winkelfehler bei der Montage, beim Verspannen einsetzende, geringfügige plastische Verformungen in der Messbohrung durch die Linienkontakte und eventuell verbleibende plastische Deformationen im Innenteil.

Der Sensor benötigt aufgrund seiner geringen Temperaturdrift keine wie bei Präzisionskraftaufnehmern übliche Temperaturkompensation (Kapitel 3.5.3). Die temperaturbedingte Signaldrift ist aber bei den im Bauwerk zu erwartenden Temperaturschwankungen als Unsicherheitsbeitrag w_T einzubeziehen.

Die Messverstärker tragen ebenso zu der Messunsicherheit des Systems bei. Eine entsprechende Unsicherheitsklassifizierung wird von den Herstellern angegeben und als w_V in das Modell eingebracht.

Die Unsicherheit der Bestimmung der Kalibriergleichungen w_{Ka} muss bei der Dehnungsanalyse ebenfalls berücksichtigt werden. Der rel. Beitrag w_{Ka} ist die Folge des Unsicherheitsbeitrags

w_{Mo} , der Unsicherheit des Mittelwertes der einzelnen Messwerte bei der Rundkalibrierung sowie des Beitrags w_s , der unsicheren Kenntnis der exakten Referenzdehnungen im Kalibrierkörper (siehe Tabelle 7.1).

Die oben genannten Unsicherheitsquellen in der Messkette des Bauwerkssensors sind in Bild 10.1 skizziert. Für die Erstellung eines mathematischen Unsicherheitsmodells nach GUM /52/ ist es zunächst naheliegend, die Kalibrierungsgleichungen 7.19 zu nutzen. Das mathematische Unsicherheitsmodell lässt sich dabei aber nicht wie bei einer K-NME (Kapitel 3.7) aufstellen. Dort beschreibt Gleichung 3.17 eine physikalische Beziehung zwischen der Messgröße und den einzelnen, unsicherheitsbehafteten Eingangsgrößen. Für den Bauwerkssensor bestehen dagegen drei nichtlineare Gleichungen mit drei Messgrößen. Die Berechnung von ε_{H1} , ε_{H2} und φ erfolgt dabei durch eine numerische Lösung. Das Unsicherheitsmodell kann deshalb nicht wie bei dem einfachen Modell der K-NME erstellt werden.

Im Gegensatz zum Beispiel der K-NME ist der Messwert keine einfache physikalische Formulierung von einzelnen, unsicherheitsbehafteten Eingangsgrößen. Die drei Messwerte am Ausgang der Messverstärker werden entsprechend der Messkette aus den Eingangsgrößen für ε_{H1} , ε_{H2} und φ gebildet. In dem Systemblock „Auswertung“ werden aus den in mV/V ausgegebenen Messsignalen mit den Kalibriergleichungen die Schätzwerte am Ende der Messkette berechnet. Wie Bild 10.1 zeigt, ist ein jeweiliger Dehnungstensor aus ε_{H1} , ε_{H2} und φ sowohl Eingangs- als auch Ausgangsgröße.

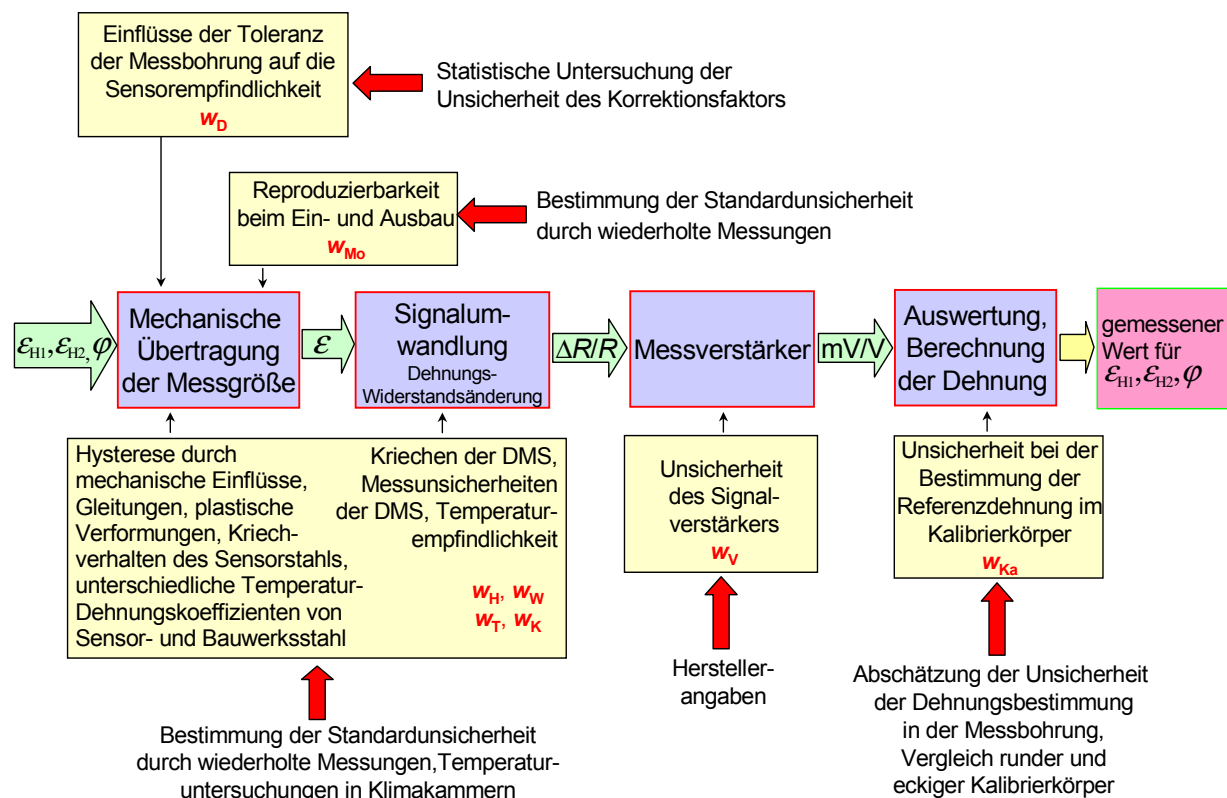


Bild 10.1: Unsicherheitsquellen in der Messkette des Bauwerkssensors und die Vorgehensweise bei ihrer Bestimmung

Die dazwischen liegende Messkette mit vielen nichtlinearen und statistisch zu bestimmenden Einflüssen lässt sich nicht in einer mathematischen Formulierung erfassen. Das mathematische Modell (Kapitel 8.2 und 8.3) folgt deshalb der Vorgehensweise für die Unsicherheitsbetrachtung für Kraftaufnehmer nach DIN EN ISO 376, bei denen eine vergleichbare Problemstellung vorliegt. Zusätzlich ist dabei das nichtlineare System der drei Kalibriergleichungen zu beachten.

10.1.1 Unsicherheit w_{M_0} aufgrund des Montagevorgangs

Bei der Montage des Sensors wird die rotatorische Positionierung von Innenteil und Außenteil durch die vier Anzugsschrauben bestimmt. Die Durchgangsbohrungen im Innenteil für die Anzugsschrauben sind gegenüber dem Schraubengewinde um 0,1 mm übermäßig. Dieses technisch notwendige Übermaß verursacht Unsicherheiten in der relativen Positionierung von Innen- und Außenteil. Eine Ausführung mit geringeren Toleranzen erfordert eine exakte Passung zwischen einem gewindefreien Führungsbereich der Schrauben und den Bohrungen. Aufgrund der mit herkömmlichen Schrauben erreichbaren, relativ kleinen Unsicherheiten lohnt eine solche Ausführung nicht den erhöhten fertigungstechnischen Aufwand.

Der Unsicherheitsbeitrag als Folge des Montagevorgangs wurde durch Wiederholungsmessungen statistisch bestimmt. Hierzu wurden verschiedene Sensoren im runden Kalibrierkörper mehrfach ein- und ausgebaut. Nach jedem Montagevorgang wurde ein Satz neuer Kalibriergleichungen bestimmt. Die Varianz bzw. Standardabweichung der berechneten Koeffizienten wurde empirisch aus der Gesamtheit aller ermittelt. Tabelle 8.1 zeigt beispielhaft die aus 12 Wiederholungsmessungen mit Gleichung 8.1 berechneten Zahlenwerte der Kalibrierkonstanten eines Sensor-Messkanals.

Tabelle 10.1: In Wiederholungsmessungen bestimmte Kalibrierkonstanten

Messung Nr.	C_1	C_2	ρ
1	-0,56792	0,83430	0,26750
2	-0,56691	0,83757	0,26043
3	-0,56549	0,83907	0,25940
4	-0,56527	0,83730	0,26309
5	-0,56432	0,84173	0,25670
6	-0,56536	0,84312	0,25801
7	-0,56473	0,84473	0,25555
8	-0,56659	0,84682	0,25577
9	-0,56757	0,84838	0,25610
10	-0,56807	0,85064	0,25422
11	-0,56772	0,85023	0,25262
12	-0,56823	0,85154	0,25647
rel. Standardunsicherheit	0,00249	0,00695	0,00065

$$M(\varphi) = M_1 + M_2 \cos(2\alpha) = C_1 \cdot (\varepsilon_{H1} + \varepsilon_{H2}) + C_2 \cdot (\varepsilon_{H1} - \varepsilon_{H2}) \cdot \cos(2\varphi - \rho) \quad (10.1)$$

Der Phasenwinkel ρ ist in Tabelle 8.1 im Bogenmaß angegeben. Die relative Unsicherheit ist dabei auf einen Vollkreis (2π) bezogen. Bei den Untersuchungen zeigte sich, dass die relative Standardabweichung fehlerfreier Sensoren beim Montagevorgang für alle drei Kalibrierkonstanten im Mittelwert etwa bei 0,004 liegt. Die Streuung der aus 14 Messreihen gemittelten, relativen Standardunsicherheit ist jedoch zu groß, um für sie eine Normalverteilung mit der oben genannten Unsicherheit von 0,004 anzunehmen. Deshalb wird eine andere Vorgehensweise zur Beschreibung der Unsicherheit des Montagevorgangs bevorzugt. Die relativen Abweichungen lagen ausnahmslos deutlich unter 1 %. Aus diesem Grund wird eine Rechteckverteilung mit dieser Bereichsspanne angesetzt. Nach /52/ (GUM, Kapitel 4.3.8) gilt dabei für die Berechnung der relativen Standardunsicherheit:

$$w(Mo) = \sqrt{\frac{(a_- + a_+)^2}{12}} \quad (10.2)$$

a stellt dabei die Intervallgrenzen der Rechteckverteilung dar. Setzt man dafür 0,01 ein, so erhält man als relative Standardunsicherheit für w_{Mo} 0,00577.

10.1.2 Unsicherheit w_D aufgrund von Toleranzen des Messbohrungsdurchmessers

Die Messbohrung im Bauwerk lässt sich nur mit gewissen Durchmessertoleranzen anfertigen. Der Sensor in der Ausführung AT8/IT4 ist dabei in der Lage, einen Toleranzbereich von -0,15 mm bis +0,25 mm zu überbrücken. Variiert der Durchmesser der Messbohrung, so variiert auch die Eintauchtiefe des Innenteils im sich aufweitenden Außenteil.

Die Empfindlichkeit des Sensors hängt von der Position des Innenteils im Außenteil ab. Ist die Messbohrung größer, taucht das Innenteil tiefer in das Außenteil ein. Dabei verringert sich die Empfindlichkeit um einige Prozent. Bei größeren Toleranzen der Messbohrung muss deshalb ihr Durchmesser vermessen und ein Korrektionsfaktor für die in der Kalibrierung ermittelten Konstanten angewandt werden. Um den Korrektionsfaktor zu bestimmen, wurde ein Zugstab mit jeweils fünf verschiedenen Bohrungsdurchmessern angefertigt. Mehrere Sensoren wurden dann bezüglich ihrer Empfindlichkeit bei den verschiedenen Bohrungsdurchmessern untersucht. Für eine Veränderung von +0,1 mm wurde ein Korrektionsfaktor von 1,063 mit einer rel. Standardunsicherheit von 0,011 bestimmt. Die relativ hohe Unsicherheit dieses empirisch ermittelten Korrektionsfaktors ist insbesondere auf die Überlagerung mit der Unsicherheit aufgrund des Montagevorgangs zurückzuführen.

Zur endgültigen Berechnung des Unsicherheitsbeitrags w_D muss neben der Unsicherheit des Korrektionswertes die Unsicherheit bei der Messung des Bohrungsdurchmessers betrachtet werden. Hierbei soll davon ausgegangen werden, dass ein Toleranzbereich H11 nach DIN ISO 286 eingehalten wird. Das maximale Übermaß von 0,130 mm kann beim Bohren auch ohne den zusätzlichen Einsatz einer Reibahle hergestellt werden. Der Korrektionswert

beträgt für dieses Übermaß 1,082. Zusätzlich ist auch die Unsicherheit des Messvorgangs zu berücksichtigen. Hierfür werden üblicherweise Digitalmessschieber mit einer absoluten Messauflösung von 0,01 mm verwendet. Die relative Unsicherheit der Durchmesserbestimmung ergibt durch die daraus resultierende unsichere Anwendung des Korrektionswertes einen Unsicherheitsbeitrag von 0,0051. Nach einer quadratischen Addition dieses Beitrages mit der relativen Unsicherheit des Korrektionsfaktors ergibt sich die Varianz des Unsicherheitsbeitrages der Bohrungstoleranz. Die relative Unsicherheit für w_D beträgt dann 0,0121.

Alternativ könnte die Bohrung mit einer Reibahle auf das kleinere Toleranzniveau einer H7-Passung gebracht werden. Die Unsicherheit des Durchmessers beträgt in diesem Fall 0,01 mm. Eine Messung des Bohrungsdurchmessers und das Einbringen eines Korrektionsfaktors für die Empfindlichkeit wären dann nicht notwendig. Die resultierende Gesamtunsicherheit von 0,0035 berechnet sich somit ausschließlich aus der Toleranz der Messbohrung und der dazu proportionalen Empfindlichkeitsänderung. Für die Verteilung dieses Unsicherheitsbeitrages wird eine Rechteckverteilung angenommen, wie es für fertigungstechnische Toleranzen allgemein üblich ist. Für die weitere Bewertung dieses Unsicherheitsbeitrages wird entsprechend GUM /52/, (Kapitel 4.3.9) davon ausgegangen, dass eine fertigungstechnische Toleranz dieser Art tatsächlich aber einer Dreiecksverteilung ähnelt, die als sichere Näherung für eine Normalverteilung angenommen werden darf. Entsprechend /52/ errechnet sich die rel. Standardunsicherheit sich für diesen Fall aus der Toleranz mit den Grenzen o :

$$w(D) = \sqrt{\frac{o^2}{6}} \quad (10.3)$$

Für eine geriebene H7-Passung ergibt sich mit $o=0,0035$ ein Wert von 0,00143. Das Aufreiben der Messbohrung ist zu bevorzugen, da der relativ wenig aufwändige, schnelle Arbeitsvorgang neben einer geringeren Toleranz auch eine bessere Oberflächenqualität der Messbohrung mit sich bringt.

10.1.3 Unsicherheit w_w aufgrund der Wiederholpräzision

Wird der Sensor wiederholt einem gleichen Belastungszustand ausgesetzt, lassen sich trotzdem Abweichungen der einzelnen Messwerte feststellen. Der Unsicherheitsbeitrag wird im Unsicherheitsmodell des Sensors als sogenannte Wiederholpräzision berücksichtigt /52/. Um sie empirisch zu bestimmen, wurden mehrere gleichartige Sensoren in einem Zugstab (Kapitel 4.2) montiert und in einer K-NME belastet. Die dazu verwendete Direktbelastungseinrichtung weist eine relative Standardunsicherheit von $2 \cdot 10^{-5}$ ($k=2$) auf, so dass der Einfluss der Unsicherheit in der Kraftdarstellung vernachlässigt werden kann. Zur Erzeugung einer möglichst hohen Dehnung wurde ein Zugstab so dimensioniert, dass bei 100 kN Zugkraft eine relative Längung von 2,7 ‰ an der Messbohrung auftritt. Dies entspricht der Fließgrenze des für den Zugstab verwendeten, hochfesten Stahls. Damit beziehen sich die Unsicherheits-

angaben auf Dehnungen, die bei Bauwerken i.A. nicht überschritten werden, da es ansonsten durch plastische Verformungen sehr schnell zu Schäden kommen würde.

Die Untersuchung mehrerer Sensoren ergab erhebliche Schwankungen zwischen den einzelnen Testmustern. Einige Sensoren erreichten eine relative Wiederholpräzision von $5 \cdot 10^{-4}$. Die höchste Abweichung lag bei 0,0015. Dieser Wert stellt auch für die spätere Serienproduktion bei der Kalibrierung ein einfach erkennbares Grenzkriterium dar, um die Exemplare auf ihre Fehlerfreiheit zu prüfen. Die durch 70 Wiederholungsmessungen mit 16 Sensoren ermittelte relative Standardunsicherheit für w_w lag bei 0,00086.

10.1.4 Unsicherheit w_H durch Umkehrspanne (Hysterese)

Wie die Messungen in Kapitel 5 bereits zeigten, ist das Hystereseverhalten ein entscheidendes Auswahlkriterium bei der Sensorentwicklung gewesen. Gleitvorgänge an den Kontaktflächen führten bei vielen Testsensoren zu einer hohen, inakzeptablen Umkehrspanne.

Die relative Hysterese kann auf verschiedene Größen bezogen werden. Betrachtet man die relative, auf den jeweiligen Messwert bezogene Umkehrspanne bei gestuften oder kontinuierlichen Belastungen bis zur Nennlast, ergibt sich für sehr kleine Dehnungen eine hohe relative Umkehrspanne, die bei einer gegen Null strebenden Belastung theoretisch den Wert unendlich annimmt. Die absolute Umkehrspanne des Bauwerkssensors ist bei ungefähr 50 % der Maximallast am größten. Deshalb sind die auf den Maximalwert bezogene größte Umkehrspanne sowie die relative Umkehrspanne bei 50 % des Maximalwertes geeignet, die Hysterese sinnvoll zu quantifizieren.

Zur Messung der Umkehrspanne wurden - ähnlich der Vorgehensweise in Kapitel 10.1.3 - verschiedene baugleiche Sensoren in einem Zugstab montiert und in einer K-NME belastet. Die Untersuchung wurde wie in Kapitel 10.1.3 mit 16 Sensoren durchgeführt.

Die auf den Maximalwert bezogene Umkehrspanne betrug im arithmetischen Mittel 0,0044 mit einer Varianz von $4,3 \cdot 10^{-6}$. Die experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, dass die Umkehrspanne mit der Zahl der Lastspiele abnimmt. Die Messwertaufnahme der oben genannten Untersuchung erfolgte nach jeweils acht Vorbelastungen. Sensoren, die im Rahmen einer Klimauntersuchung (Kapitel 8) dagegen einige hundert Lastspiele erfuhren, zeigten deutlich kleinere Umkehrspannen von 0,0001. Die gleiche Größenordnung der Umkehrspanne wurde auch bei einem dynamisch belasteten Sensor gemessen. Mit Hilfe eines elektromechanischen Schwingerregers wurden hierbei sinusförmige Lastspiele aufgebracht. Die relative Umkehrspanne bei 50 % der maximalen Last lag bei den 16 untersuchten Sensoren bei 0,0083 mit einer Varianz von $1,6 \cdot 10^{-5}$. Auch hier zeigten Sensoren mit zunehmender Anzahl von Lastspielen kleinere Messunsicherheiten, die bis auf Werte von 0,0003 abfielen.

10.1.5 Unsicherheiten w_K durch Signal-Kriechverhalten

Auch bei konstanter Belastung des Sensors kann eine i.A. langsame, zeitliche Änderung des Messsignals festgestellt werden. Um dieses Signalkriechen zu untersuchen, wurden Sensoren in den zuvor beschriebenen Zugstäben montiert und über einige Tage in einer K-NME mit einer konstanten Kraft beaufschlagt.

Die Messungen zeigen, dass die Nullpunktstabilität direkt nach dem Einbau sehr gering ist. Erst nach 10 Lastspielen wurden stabile Messwerte beobachtet. Mit verschiedenen beobachteten Sensoren wurde nach den Vorbelastungen eine Signaldrift von 0,02 mV/V nicht überschritten. In der Regel war das beobachtete Kriechen deutlich geringer. Bei den Versuchen an Ersatzbauwerken (Kapitel 9) wurde in hydraulischen Kraft-Belastungseinrichtungen bei dynamischer Anregung (5 Hz) nach 500000 Lastwechseln ein Abweichen des Nullpunktsignals von maximal 0,01 mV/V festgestellt. Die Abweichung während der letzten 400000 Lastwechsel lag dabei unter 0,001 mV/V. Die größte Änderung des Nullpunkts trat demnach während der ersten Lastspiele auf. Die Ursachen des Kriechens sind Relaxationen im Sensorstahl [48]. Das Innenteil ist mit einigen Promille Dehnung vorgespannt. Gleichzeitig ist an den Kontaktflächen zur Messbohrung mit mikroskopischen Plastifizierungen an Unebenheiten, insbesondere an der gebohrten oder geriebenen Messbohrung zu rechnen. Wie in Kapitel 3.14 erläutert, zeigen auch DMS ein Kriechverhalten. Es ist aber bei den geforderten Genauigkeiten des Bauwerkssensors im Gegensatz zu Präzisionskraftaufnehmern mit einer Genauigkeit von wenigen $1 \cdot 10^{-5}$ nicht relevant.

Für das Unsicherheitsmodell des Sensors wird für w_K eine Normalverteilung mit einer relativen Standardabweichung von 0,011 angesetzt. Dieser Wert resultiert aus einem maximal beobachteten Kriecheffekt von 0,02 mV/V bei 1,8 mV/V Nennsignal.

10.1.6 Unsicherheit w_T durch Temperaturschwankungen

Temperaturänderungen können durch zwei Effekte ein reversibles Driften des Messsignals verursachen. Mit der Temperatur ändert sich der Widerstand in den einzelnen Messzweigen der Vollbrückenschaltung. Aber auch bei gleichen Messgittern und gleichförmigen Zuleitungen verursachen verbleibende Asymmetrien infolge von Fertigungstoleranzen eine Nullpunktdrift. Die temperaturbedingte Nullpunktdrift des mit DMS applizierten Innenteils wurde in Klimauntersuchungen gemessen. Hierbei war der Sensorkörper nicht in weiteren Bauteilen montiert, damit Rückwirkungen verschiedener Dehnungskoeffizienten ausgeschlossen werden konnten. Für ein Innenteil IT4, in das der in Kapitel 6 beschriebene Mehrfachgitter-DMS mittels HBM-X280-Klebstoff appliziert wurde, beträgt die Temperaturkonstante T_{k0} gleich 0,0002 mV/(V·K). Unter der Annahme von ± 25 °K Temperaturänderungen des Bauwerks beträgt die auf den Signalpegel bei Nenndehnung bezogene relative Unsicherheit $\pm 0,0028$. Eine Temperaturänderung hat aber auch aufgrund der Dehnungen von Sensor- und Bauwerksstahl Rückwirkungen auf die Messunsicherheit. Sind die Dehnungskoeffizienten ungleich, wird durch eine Temperaturänderung eine äußere Spannung

vorgetäuscht. Diese kann erhebliche Ausmaße annehmen. Bei stark unterschiedlichen Koeffizienten (z.B. 1.4542- und V2A-Stahl) beträgt die Messabweichung 0,15 ‰ Dehnung bei einem Temperaturhub von 25 °K, was in Messungen bestätigt wurde. Für diesen Fall müsste der Bauwerksensor mit einem zusätzlichen Temperaturfühler versehen werden, z.B. einem einfachen PT100 Widerstand. Bei einer angenommenen Unsicherheit der Temperaturmessung von 1 °K und einer entsprechenden Korrektur würde dann die resultierende relative Standardunsicherheit 0,00181 betragen.

Wird der Sensor in typischen Baustählen eingesetzt, unterscheiden sich die Temperaturdehnungen von Sensor und Umgebung weit weniger als es bei dem für die Klimauntersuchungen (Kapitel 8) verwendeten VA-Stahl der Fall ist. Die relative Abweichung bei einer Temperaturschwankung von +25 °K beträgt bei der Kombination aus ST37 (Bauwerk) und 1.4542-Stahl (Sensors) -0,0011.

Diese als Folge einer Temperaturänderung vorgetäuschte Dehnung überlagert sich mit dem entgegengesetzten Verhalten des DMS. Es resultiert eine, ebenfalls durch Messungen bestätigte, relative Unsicherheit von $\pm 0,0017$ (Nullpunktverschiebung des eingebauten Sensors) infolge $\pm 25^\circ \text{ K}$ Temperaturschwankung. Diese Angabe bezieht sich auf eine Rechteckverteilung der Temperatur. Tatsächlich lässt sich für die Temperatur unter Freiluftumgebung eine entsprechende Normalverteilung ansetzen. Rechnet man die Ergebnisse der untersuchten Rechteckverteilung mit Gleichung 10.2 für eine Normalverteilung um, so lässt sich die relative Standardunsicherheit infolge von Temperaturänderungen mit einem Wert von 0,001 angeben.

In Kapitel 3.5.2 bzw. /49/ und /50/ wird die temperaturbedingte Änderung des Elastizitätsmodulus von Stahl aufgeführt. Eine solche Änderung hat auf den Sensor keine direkte Auswirkung. Er wird als relativ weiches Federelement unabhängig von seiner Steifigkeit in die durch das Bohrloch gegebene Form gepresst. Nimmt seine Steifigkeit bei Kälte zu, werden zwar die Kräfte an den Kontaktlinien größer, seine Form bleibt jedoch unverändert.

Ändert sich jedoch der Elastizitätsmodul des Bauwerkes, ändert sich bei konstanter Belastung und gleichbleibendem Spannungsgefüge die resultierende Dehnung, die dann von dem Sensor registriert wird. Bezogen auf das Messergebnis des Sensors handelt es sich bei dieser Abweichung nicht um eine Verschiebung des Nullpunkts, sondern um eine Veränderung der Empfindlichkeit. Für Messungen in im Bauwesen üblichen Kohlenstoffstählen ergibt sich bei normalverteilten Temperaturschwankungen von 25 °K und einer Temperaturempfindlichkeit des E-Moduls von 0,0002/K /50/ eine relative Unsicherheit von 0,0027.

Für die kombinierte, relative Unsicherheit w_T der beiden einfach und multiplikativ verknüpften Unsicherheiten ergibt sich über die Addition der Varianzen ein Wert von 0,0029.

10.1.7 Unsicherheit w_V des Messverstärkers

Für die in dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen wurden Messverstärker des MGC₊ Systems der Firma HBM Messtechnik GmbH, Darmstadt verwendet. Das modulare System erlaubt die Verwendung von verschiedenen Typen von Messverstärkern, die in einzelne Schächte des Gerätes eingebaut werden. Die eingesetzten ML30B Verstärkereinschübe sind mit einer relativen Standardunsicherheit von 0,0003 bei den gewählten Einstellungsparametern angenommen. Darüber hinaus wurden für Messungen zur Wiederholpräzision und zur Umkehrspanne Verstärkereinschübe des Typs ML38B (Standardunsicherheit 0,000025) verwendet. Hinsichtlich der für die Unsicherheitsangaben von Messverstärkern anzusetzenden Verteilungsfunktion wird in der DIN EN ISO 376 eine Normalverteilung empfohlen.

10.1.8 Unsicherheit w_{Ka} bei der Bestimmung der Kalibrierkonstanten des Sensors

Wird der Sensor für Dehnungsanalysen im Bauwerk eingesetzt, werden Änderungen des Spannungszustandes als Folge einer Belastung der Konstruktion gemessen. Um aus den Signaländerungen der drei Sensor-Messkanäle den ebenen Dehnungsfall bestimmen zu können, müssen die Kalibriergleichungen 7.18 gelöst werden. Die Bestimmung der Kalibrier- oder Empfindlichkeitskonstanten des Sensors ist dabei mit einer Unsicherheit behaftet, die sich im Unsicherheitsbudget der Dehnungsanalyse auswirkt.

w_{Ka} wird durch die Unsicherheiten beim Montagevorgang ($w_{Mo}=0,0057$), der Varianz des Mittelwertes bei einer 36-fachen Wiederholungsmessung sowie der ungenauen Kenntnis der exakten Dehnungen im Kalibrierkörper hervorgerufen.

An die einzelnen Messwerte für die 36 Winkelpositionen der Kalibrierung im Rundkalibrierkörper wird eine Kosinusfunktion gefittet. Ihre Standardunsicherheit entspricht angenähert der Standardunsicherheit des Mittelwertes der 36 Messwerte. Um die Unsicherheit des Mittelwertes zu bestimmen, wurde sie in den Messungen zur Bestimmung der Wiederholpräzision zusätzlich berechnet. Nach /52/ entspricht die Varianz des Mittelwertes der Varianz der Messwerte dividiert durch die ihre Anzahl. Die Varianz der Wiederholpräzision verkleinert sich proportional zur Anzahl der Kalibrierungsmesswerte. Für die relative Standardunsicherheit des Mittelwertes resultiert beim Kalibriervorgang der Wert 0,00014.

Die Unsicherheit in der Bestimmung der mechanischen Referenzdehnungen im Kalibrierkörper kann nur anhand der Daten aus Tabelle 7.1 und dem Vergleich mit dem eckigen Kalibrierkörper abgeschätzt werden. Für eine Normalverteilung ist eine relative Standardunsicherheit von 1 % realistisch. Da alle Unsicherheitsgrößen für w_{Ka} einfach multiplikativ miteinander verknüpft sind, wird die Varianz aus der Quadratsumme bestimmt. Die relative, kombinierte Standardunsicherheit der Kalibrierkonstanten C_1 , C_2 und ρ kann somit auf einen Wert von 1,58 % geschätzt werden.

10.2 Modell der relativen, kombinierten Standardunsicherheit für den Einsatz des Sensors bei vergleichenden Messungen (Differenzmessverfahren)

Werden verschiedene Sensorsignale zur Erkennung von Strukturveränderungen miteinander verglichen, sind die Unsicherheiten infolge von Montage und Kalibrierung nicht relevant. Da lediglich das Signal-Steigungsverhältnis während einer Belastung verglichen wird, ist auch ein langfristiges Nullpunktkriechen durch mechanische oder thermische Einflüsse nicht zu beachten. Lediglich die Wiederholpräzision und die Umkehrspanne sind zu berücksichtigen.

Die Berechnung der kombinierten Standardunsicherheit erfolgt nach einem mathematischen Modell /52/, das die einzelnen Einflussgrößen zueinander in Beziehung setzt. Der Zusammenhang der einzelnen Unsicherheitsbeiträge kann nicht, wie in Kapitel 10.1 erläutert, aus der mathematischen Beschreibung eines physikalischen Problems bestimmt werden. Deshalb wird, wie bei Kraftmessgeräten in der DIN EN ISO 376, ein Modell mit einzelnen Korrektionsgrößen eingeführt. Bei Präzisionskraftaufnehmern werden dabei u.a. auch Nichtlinearitäten durch multiplikative Polynomfunktionen sowie verschiedene bekannte, systematische Abweichungen korrigiert. Die Korrektionsfaktoren sind mit den Unsicherheiten der einzelnen Unsicherheitsbeiträge behaftet und bringen diese so in das mathematische Modell ein. Für viele Unsicherheitsbeiträge wird auch ein Korrektionsfaktor mit dem Wert eins eingeführt. Ein solcher Faktor dient lediglich der Integration eines Unsicherheitsbeitrags in ein mathematisches Modell. Entsprechend dieser Vorgehensweise gilt für den Sensor:

$$E_{\text{BS}} = E_{\text{Anz}} \cdot \prod_{i=1}^N c_i X_i \quad (10.4)$$

Dabei ist E_{BS} die Ergebnisgröße des Bauwerksensors, E_{Anz} ist der sogenannte Anzeigewert am Ausgabegerät, der beste bekannte Schätzwert, der idealerweise durch die Mittelung einer Vielzahl mehrfacher Beobachtungen dem durch die Messkette übertragenen wahren Wert entspricht. Dieser Anzeigewert wird mit verschiedenen Korrektionswerten X_i und deren Sensitivitätskoeffizienten c_i multipliziert. Die zugehörigen Unsicherheiten gehen so in das Summenmodell ein. Die einzelnen Korrektionsfaktoren X_i sind in Tabelle 10.2 aufgeführt.

Tabelle 10.2: Korrektionsfaktoren und Unsicherheiten beim Einsatz des Sensors als Vergleichssensors für das Differenzmessverfahren

Korrektionsfaktor	Unsicherheitsbeitrag	Schätzwert	Sensitivitätskoeffizient	Rel. Standardunsicherheit	Verteilungsfunktion
X_1	w_H Umkehrspanne	1	1	0,0044	Normal
X_2	w_W Wiederholgenauigkeit	1	1	0,0009	Normal

Mit dem mathematischen Modell nach Gleichung 8.4 besteht ein einfacher, linearer Zusammenhang zwischen den Unsicherheitsbeiträgen. Da alle nicht normalverteilten Unsicherheitsbeiträge zuvor nach /52/ als normalverteilt abgeschätzt wurden, fließen nur entsprechend verteilte Unsicherheiten in das Modell ein. Für die relative Unsicherheit der Ergebnisgröße bei Vergleichsmessungen zur Schadens-Früherkennung folgt daher:

$$w_{\text{DIF}} = \sqrt{w_{\text{H}}^2 + w_{\text{W}}^2} \quad (10.5)$$

Mit den Unsicherheitsbeiträgen von 0,0044 für w_{H} und 0,0008 für w_{W} ergibt sich für die relative, kombinierte Standardunsicherheit ein Wert von 0,0045 für eine Nenndehnung von 2,7 ‰.

Die in Tabelle 10.2 angegebenen, auf den Maximalwert der Dehnung bezogenen relativen Standardunsicherheiten gelten auch für die auf den jeweiligen Messwert bezogenen, relativen Standardunsicherheiten bei einer Dehnung von über 10 % der Nenngröße. Diese Aussage beruht auf der Erfahrung, dass die absoluten Messunsicherheiten bei kleineren Dehnungen bis 10 % der Nenndehnung überproportional geringer werden. Die Betrachtung der Messunsicherheiten bei weniger als 10 % der Nenndehnung ist für den Einsatz in der Bauwerksüberwachung nicht relevant, da in diesem Fall auch langfristig eine Schädigung auszuschließen und eine Überwachung somit nicht notwendig ist.

10.3 Modell der relativen, kombinierten Standardunsicherheit für den Einsatz des Sensors zur Dehnungsanalyse

Der Einfluss der relativen Standardunsicherheit für C_1 , C_2 und ρ_{V} kombinierte Standardunsicherheit ist bezüglich der Auswirkung auf das nichtlineare Gleichungssystem (Gl. 7.19) zur Bestimmung der ebenen Dehnungskomponenten zu diskutieren. Dabei muss insbesondere der Term mit der Kosinusfunktion beachtet werden.

Im Folgenden soll der maximal mögliche Wert der Messunsicherheit bestimmt werden. Deshalb werden die nichtlinearen Funktionen dort linearisiert, wo eine Unsicherheit von ρ_{V} die größte Auswirkung auf das Messergebnis zeigt. Beim Kosinusterm ist das bei $\cos(2\varphi + \rho_{\text{V}}) = 0$ der Fall. Für sehr kleine, durch die Unsicherheit w_{ρ} hervorgerufene Änderungen um $\Delta\rho_{\text{V}}$ lässt sich die Funktion in dem Arbeitspunkt mit Hilfe einer Taylor-Reihenentwicklung linearisieren, wobei der Abbruch nach dem ersten Glied erfolgt. Lässt man die Abschätzung der maximalen Unsicherheit für den gesamten Wertebereich für φ gelten, ergeben sich aus 7.19 drei lineare Gleichungen mit den drei Unbekannten. Aufgrund des dann linearen Zusammenhangs kann ein einfacher Unsicherheitsbeitrag der Größe w_{K} für das Quadratsummenmodell der kombinierten Standardunsicherheit angenommen werden. Es handelt sich um eine obere Abschätzung der Unsicherheit, da w_{ρ} mit seinem maximalen Wert in das linearisierte Hilfsmodell eingebracht wird.

Wird der Sensor zur Dehnungsanalyse im Bauwerk genutzt, sind alle oben genannten Unsicherheitsbeiträge relevant. Diese Beiträge sind entweder normalverteilt oder wurden entsprechend dem GUM /52/ einer Normalverteilung angenähert.

Analog zu der Vorgehensweise in Kapitel 10.2, wird mit Gleichung 10.4 ein mathematisches Unsicherheitsmodell definiert. Die für die Dehnungsanalyse relevanten Unsicherheitsbeiträge sind in Tabelle 10.3 aufgeführt. Da die Korrektionsfaktoren aller Unsicherheitsbeiträge einen einfachen multiplikativen Einfluss auf die Messgröße haben, sind alle Sensitivitätskoeffizienten gleich eins.

Tabelle 10.3: Unsicherheitsbeiträge des Sensors.

Korrektionsfaktor	Unsicherheitsbeitrag	Schätzwert	Sensitivitätskoeffizient	Rel. Standardunsicherheit	Verteilungsfunktion
X_1	w_{Mo} Einflüsse des Montagevorgang	1	1	0,0058	Normal
X_2	w_D Toleranz der Messbohrung	1	1	0,0014	Normal
X_3	w_H Umkehrspanne	1	1	0,0044	Normal
X_4	w_W Wiederholgenauigkeit	1	1	0,0009	Normal
X_5	w_K Signal-Kriechverhalten	1	1	0,011	Normal
X_6	w_T Temperatureinflüsse	1	1	0,0029	Normal
X_7	w_M Unsicherheit des Messverstärkers	1	1	0,0003	Normal
X_8	w_{Ka} Unsicherheit der Kalibrierung	1	1	0,0158	Normal

Wie in Kapitel 10.2 sind die relativen Standardunsicherheiten auch für die auf den jeweiligen Messwert bezogenen, relativen Standardunsicherheiten bei einer Dehnung über 10 % der Nenngröße aus den genannten Gründen gültig. Die absoluten Unsicherheiten nehmen überproportional mit der Dehnung ab. Lediglich die relative Temperaturdrift nimmt zu, sie wird jedoch alleine durch die Verbesserung von Wiederholpräzision und Umkehrspanne überkompensiert.

Für das Unsicherheitsmodell der relativen, kombinierten Standardunsicherheit ergibt sich die folgende Gleichung:

$$w_E = \sqrt{w_{Mo}^2 + w_D^2 + w_H^2 + w_W^2 + w_K^2 + w_T^2 + w_M^2 + w_{Ka}^2} \quad (10.6)$$

Bei mehreren Unsicherheitsbeiträgen gleicher Ursache, z.B. der Temperatur, die über thermische Dehnungen, Veränderungen des E-Moduls sowie über Änderungen der Leitfähigkeit des DMS einwirkt, wurden die durch verschiedene Effekte hervorgerufenen Beiträge mittels einer Quadratwurzeladdition verknüpft. Dies ist zulässig, da es sich durchgehend um unkorrelierte, normalverteilte Beiträge mit einem Sensitivitätskoeffizienten von eins handelt.

Für die kombinierte, relative Standardunsicherheit eines Messergebnisses w_E bei der Dehnungsanalyse ergibt sich ein Wert von 0,021.

Führt man eine solche Analyse bei bekannter Temperatur und für eine Einzelwertmessung ohne Einflüsse des Langzeitkriechens durch, so beträgt die Unsicherheit 0,017.

Die größte Unsicherheitsquelle ist dabei die Unsicherheit in der Bestimmung der Referenzdehnung im Kalibrierkörper. Ohne diese Komponente würde die relative, kombinierte Standardmessunsicherheit des Sensors bei 0,007 liegen.

10.4 Beurteilung der Messunsicherheit des Sensors

Die in den vorhergehenden Abschnitten beschriebenen zwei Messverfahren weisen unterschiedliche Messunsicherheiten auf.

Bei einem relativen Vergleich von zwei Sensorsignalen (Differenzmessverfahren) ist die relative Unsicherheit mit 0,5 % kleiner als es für die Risserkennung gefordert wird (vgl. Kapitel 9.4). Damit lassen sich mit dem entwickelten Sensor Schäden frühzeitig erkennen, was durch Messungen bestätigt wurde (vgl. Bild 9.10).

Bei einer Dehnungsanalyse ist die relative Messunsicherheit von weniger als 2 Prozent vergleichbar mit den Werten direkt applizierter DMS. Die hierfür in der Literatur /42/ angegebene Unsicherheitswerte gelten jedoch für optimale Umgebungsbedingungen beim Applikationsvorgang. Eine solche Präzision ist auf einer Baustelle nicht zu erzielen, weshalb höhere Messunsicherheiten zu erwarten sind.

Die Untersuchungen zur Lebensdauer des Sensors verdeutlichen den entscheidenden messtechnischen Vorzug des neuartigen Messaufnehmers gegenüber einfachen DMS-Applikationen. Im Gegensatz zu direkt applizierten DMS wird die Messgenauigkeit des Sensors aufgrund der hohen Nullpunktstabilität und konstanten Empfindlichkeit über mehrere Jahre beibehalten.

Kapitel 11

Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde über die Entwicklung eines neuartigen Sensors zur Langzeitmessung von Dehnungen in Bauwerken berichtet. Mit Hilfe dieses Sensors sollen die für eine langfristige Überwachung benötigten Informationen über den mechanischen Belastungszustand des Bauwerks ermittelt werden. Bei Veränderungen an der Bauwerkssubstanz spielen insbesondere lastbedingte Dehnungen eine große Rolle, die sich mittels Dehnungsmessstreifen (DMS) präzise erfassen lassen. Langzeitmessungen scheiterten jedoch in der Vergangenheit an der Empfindlichkeit der DMS gegenüber klimatischen Einflüssen. Die Applikation der DMS an einem Bauwerk ist zudem sehr aufwendig. Im Rahmen dieser Arbeit wurde erstmalig ein gekapselter Aufnehmer entwickelt, mit dem die Dehnungszustände im Inneren der Baukonstruktion gemessen werden können. Die innerhalb des Sensors untergebrachte, empfindliche DMS-Technik ist dabei vor Umwelteinflüssen geschützt, was eine hohe Lebensdauer ermöglicht.

Da vergleichbare Messverfahren aus der Vergangenheit nicht bekannt sind, musste zunächst ein geeignetes Sensorprinzip gefunden und auf seine Eigenschaften untersucht werden. Eine umfassende Analyse verschiedener Adaptionskonzepte führte schließlich zur optimalen Form als vieleckiger, vorgespannter Federkörper. Die Erzeugung der für die Fixierung im Bauwerk notwendigen Vorspannung wird dabei durch den Aufbau aus zwei ineinander verspannten, gleichsinnig konischen Körpern ermöglicht.

Ein eigens für das kompakte Sensordesign entworfener Mehrfachgitter-DMS ermöglicht mit seinen drei Wheatstone'schen Brückenschaltungen die Messung aller drei unbekannten Komponenten des ebenen Dehnungszustands. Um den DMS im Sensorinneren auch über Jahre vor klimatischen Einflüssen zu schützen, wurde eine geeignete Kapselung entwickelt und in Langzeituntersuchungen erprobt. Speziell erstellte Prüfverfahren erlauben dabei eine zuverlässige Lebensdauerprognose. Die auf diesem Wege validierte, neuartige Kunststoffkapselung hat eine prognostizierte Lebenserwartung von bis zu 70 Jahren.

Mit Hilfe eines speziellen Kalibrierkörpers lässt sich eine Übertragungsmatrix zwischen den Dehnungskomponenten und den Messsignalen bestimmen. Die Einsatzfähigkeit des Sensors für die Bauwerksüberwachung wurde an Ersatzbauwerken durch experimentelle Simulationen typischer Schadensszenarien überprüft. Dabei konnten Schäden schon im Frühstadium erkannt werden.

Die Messunsicherheiten des entwickelten Sensors wurden durch ein Messunsicherheitsbudget entsprechend GUM quantifiziert. Der Sensor erreicht eine maximale relative Standardmessunsicherheit von 1,7 % bei einer Auswertung bezüglich der Dehnungen bzw. 0,45 % beim direkten Vergleich der Messsignale zweier Sensoren (Differenzmessverfahren).

Der Sensor ist inzwischen patentiert und wird zukünftig von einem Lizenznehmer gefertigt und kommerziell vertrieben.

Kapitel 12

Ausblick

Der in dieser Arbeit entwickelte neuartige Sensor erzeugte in der Vergangenheit seitens der Industrie ein reges Interesse an einer Vermarktung des in Deutschland patentierten /74/ und weltweit zum Patent angemeldeten Sensors. Die Physikalisch-Technische Bundesanstalt als Patentinhaber hat aus diesem Grund mit der Firma Gassmann-Theiss-Messtechnik GmbH einen Lizenzvertrag über die Serienfertigung des Sensors abgeschlossen. Derzeitig werden letzte Fragen der Serienproduktion geklärt.

Der Sensor wird zunächst in der Version AT8/IT4 gefertigt. Mit dieser Ausführung werden die in den Tabellen 8.2 und 8.3 aufgeführten Standardunsicherheiten erzielt. Anfragen aus der Industrie lassen aber auch die Aufnahme der Fertigung der Version AT9/IT5 wahrscheinlich erscheinen. Entsprechend dem zukünftigen Marktinteresse soll die Produktpalette der aus dieser Arbeit entstandenen Sensoren um einen Sensor zur Aufnahme nicht nur ebener, sondern auch räumlicher Spannungszustände erweitert werden. Für diesen Fall wäre aber die Entwicklung eines neuen Spezial-DMS erforderlich, der eine größere Anzahl von Messgittern zur Aufnahme aller 6 räumlichen Spannungskomponenten bietet.

Gleichzeitig sollen für die Vermarktung auch Einsatzmöglichkeiten an Beton untersucht werden. Wie Messungen zeigten, ist Beton aufgrund seiner stark inhomogenen Struktur nicht dafür geeignet, um mittels eines miniaturisierten Aufnehmers Spannungsanalysen durchzuführen. Dazu wurde ein sternförmiger Stahlkörper in seinem prinzipiellen Design festgelegt, der im Beton vergossen wird und der an seiner Außenseite die Messbohrung für den Sensor besitzt. Lokale Inhomogenitäten der Materialstruktur des Betons werden dabei durch lange Stahlarme herausgemittelt.

Mit dem Sensor sollen weitere Forschungsarbeiten im Rahmen des SFB 477 durchgeführt werden. Neben Untersuchungen an den bisherigen Ersatzbauwerken soll der Sensor an neuen Versuchskonstruktionen sowie an realen Bauwerken eingesetzt werden. Ziel der Forschungstätigkeiten ist es unter anderem, den Bauämtern ein Expertensystem zum Online-Monitoring für aufwändige und kostspielige Bauwerke zur Verfügung zu stellen. Der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Sensor ist Bestandteil dieses Systems.

Neben dem Adaptionmodell findet auch die kombinierte Kapselung aus PMMA und Butylgummi Interesse in der Industrie. Auf großen ebenen Flächen angewandt, stellt sie eine erhebliche Verbesserung gegenüber bisherigen Kapselungsmaterialien und Methoden dar.

Der Sensor als Ergebnis dieser Arbeit ermöglichen Langzeituntersuchungen mittels der präzisen DMS-Technik. Unter den erschwerten chemischen und klimatischen Bedingungen in der Bauwerksumgebung können so dauerhafte, lokale Spannungsbeobachtungen zum Monitoring von Bauwerken durchgeführt werden.

Verzeichnis der verwendeten Formelzeichen

A	Fläche eines jeweiligen Objektes
A_1	Querschnittsfläche Kraft-Einleitungszyylinder
A_2	Querschnittsfläche Arbeitszyylinder
a	Verschiebung eines Punktes in x-Richtung
α	Winkelposition in der Funktion des Kalibriersignals
b	Verschiebung eines Punktes in y-Richtung
b_r	Radius der Messbohrung für den Sensor
C	elektrische Kapazität
C_1, C_2	Kalibrierkonstanten eines Sensorkanals
c	Verschiebung eines Punktes in z-Richtung
c_i	Sensitivitätskoeffizient einer Eingangsgröße X_i
c_1, c_2	Koeffizienten einer linearen FEM-Formfunktion
Δ_{Kr}	gravitativer Einfluss zweier Massestücke einer K-NME
Δ_M	magnetischer Einfluss zweier Massestücke einer K-NME
E	Elastizitätsmodul
E_{BS}	Ergebnisgröße des Bauwerksensors in der Unsicherheitsbetrachtung
I_{Anz}	Anzeigewert am Ausgabegerät der Messkette
e	Elementarladung
ε	Dehnung
ε_{H1}	erste Hauptdehnung
ε_{H2}	zweite Hauptdehnung
ε_H	horizontale Dehnung im Rundkalibrierkörper
ε_V	vertikale Dehnung im Rundkalibrierkörper
$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$	Dehnung in den drei kartesischen Koordinatenrichtungen
F	Kraft
g_{loc}	lokale Fallbeschleunigung
γ	Scherung bzw. Verzerrung
$\gamma_x, \gamma_y, \gamma_z$	Scherungen in den drei kartesischen Koordinatenrichtungen
HRB	Härte nach dem Rockwell-Verfahren B
I	elektrischer Strom
$I_{k\text{ grob}}$	Grobstrom eines Kompensations-D/A-Wandlers
$I_{k\text{ fein}}$	Feinstrom eines Kompensations-D/A-Wandlers
k	Erweiterungsfaktor einer Standardmessunsicherheit

l	Länge eines jeweiligen Objektes
Λ	Gitterabstand beim Bragg-Gitter
λ_B	Bragg Wellenlänge
M_e	Massenelementmatrix (FEM)
M_{Ki}	Signal des Messkanals i des Sensors
M_1	additive Komponente in der Funktion des Kalibriersignals
M_2	rotatorische Komponente in der Funktion des Kalibriersignals
m	Masse
μ	mittlere Elektronenbeweglichkeit
N	Anzahl von freien Ladungsträgern
n_{eff}	effektive Brechungszahl von Glas
n_i	Anzahl der Beobachtungen zur Bestimmung von s_i
ν	Querkontraktion
o	Breite einer Rechteckverteilung
p	über die Schnittlänge einer Schnittfläche normierte Zugkraft
p_1	Öldruck
R	elektrischer Widerstand
R_{grob}	Stellwiderstand für Kompensationsstrom $I_{k \text{ grob}}$
R_{fein}	Stellwiderstand für Kompensationsstrom $I_{k \text{ fein}}$
R_{St}	Radius des stabförmigen Belastungskörpers
$R_{p0,2}$	Dehnfestigkeit
ρ	spezifischer Widerstand
ρ_m	Dichte Massestück
ρ_l	Dichte Luft
ρ_v	Winkelverschiebung eines DMS-Messgitters im Sensor zur Achse
S_e	Steifigkeitsmatrix (FEM)
s_i	Standardabweichung für eine Größe x_i oder y_i
s_i^2	empirisch bestimmte Varianz einer Größe x_i oder y_i
σ	mechanische Spannung
σ_L	spezifische Leitfähigkeit
σ_r	radiale Spannung in einem Bohrungsrand
σ_t	tangentiale Spannung in einem Bohrungsrand
σ_H	horizontale Spannung im Rundkalibrierkörper
σ_V	vertikale Spannung im Rundkalibrierkörper
σ_1	erste Hauptspannung

σ_2	zweite Hauptspannung
t_g	Pulsdauer des Grobstroms eines Kompensations-D/A-Wandlers
t_f	Pulsdauer des Feinstroms eines Kompensations-D/A-Wandlers
U	elektrische Spannung
U_{Si}	elektrische Signalspannung
U_{Sp}	elektrische Speisespannung
u_i	Standardmessunsicherheit für eine Größe x_i oder y_i
u_i^2	geschätzte Varianz einer Größe x_i oder y_i
u_C	Kovarianz zwischen zwei Eingangsgrößen
ν_i	Anzahl der Freiheitsgrade bei der empirischen Bestimmung von s_i
w_{Mo}	Standardunsicherheit des Montagevorgang
w_D	Standardunsicherheit der Toleranz der Messbohrung
w_H	Standardunsicherheit durch eine Umkehrspanne
w_W	Standardunsicherheit der Wiederholgenauigkeit
w_K	Standardunsicherheit durch ein Signal-Kriechverhalten
w_T	Standardunsicherheit durch Temperatureinflüsse
w_M	Standardunsicherheit des Messverstärkers
w_{Ka}	Standardunsicherheit der Kalibrierung
w_E	Kombinierte Standardunsicherheit des Messergebnisses des Sensors
w_{DIF}	Komb. Standardunsicherheit des Sensors beim Differenzmessverf.
X_i	Eingangsgröße
x_i	geschätzte Eingangsgröße für X_i
Y	wahre Messwert nach GUM
y	geschätzte Größe für den Messwert Y
ζ	Normierte Längenvariable eines finiten Elementes

Literaturverzeichnis

- /1/ Erster Antragsband des SFB 477, TU-Braunschweig, 1997
www.sfb477.tu-bs.de [Zugriff 26.07.2004]
- /2/ Zweiter Bericht über Schäden an Bauwerken der Bundesverkehrswege, BmV, 1995
- /3/ Mikami, J.; Sakano, M., Shibata, H.
Database of damaged steel bridges
Technology Reports of Kansai-Univ., No.35 (1993), Seite 185-196.
- /4/ Franz, J.
Unmittelbare Spannungsmessung in Beton und Baugrund
Der Bauingenieur, 33 (1958), Heft 5, Springer Verlag, Seite 190 - 195
- /5/ Götz, H.-P.; Fecker, E.
Verformungs- und Spannungsmessungen im Tunnelbau; ein unentbehrliches Mittel zur Überprüfung des Vortriebs- und Ausbaugeschehens
FMG Baumesstechnik Bericht XI 1983, VDI-Berichte, Nr. 472/1983, VDI Verlag GmbH
- /6/ Internetseite der Firma Götzl Messtechnik GmbH, www.goetzl.com [Zugriff 2.7.2004]
- /7/ Internetseite der Firma GEODATA Ziviltechnikgesellschaft mbH, www.geodata.com [Zugriff 2.7.2004]
- /8/ Habel, W. R.; Hofmann, D.
Faseroptische Mikrodehnungssensoren zur Baustoff- und Bauteilcharakterisierung
Sensoren und Messsysteme 2000, Tagung Ludwigsburg, VDI/VDE-Gesellschaft für Mess- und Automatisierungstechnik Düsseldorf, VDI-Berichte 1530, Seite 495 – 512
- /9/ Casanova, N.; Inaudi, D.; Podharszky, H.; Zemmann, W.; Kling, J.
Globale Bauwerksüberwachung mit Lichtwellenleitersensoren – Funktionsweise des Systems SOFO und Anwendungsbeispiele
13. Sitzung der AG6-Bautechnik, 09.1999, Lochham
- /10/ Habel, W.R.
Monitoring des Lehrter Bahnhofs in Berlin mit einem komplexen, redundanten Messsystem
Scientific Reports, 15. Internationale Wissenschaftliche Konferenz Mittweida, 2002, Seite 30 - 40
- /11/ Hill, K.O.; Fuji, Y.; Johnson, D.C.; Kawasaki, B.S.
Photosensitivity in optical waveguides: Application to reflection filter fabrication
Applied Physics Letters, 32 (1978) Seite 647

- /12/ Meltz, G.; Morey, W.W.; Glenn, W.H.
Formation of Bragg gratings in optical fibers by a transverse holographic method
Optic Letters, 14, 1989, Seite 823 – 825
- /13/ Fuhr, P.L.; et.al.
Fiber Optic Sensing of a Bridge in Waterbury, Vermont
J. of Intell. Mat. And Structures, 10 (1999), Seite 293 - 303
- /14/ Idriss, R.
Monitoring of a High Performance Prestressed Concrete Bridge with Embedded Optical Fiber Sensors During Fabrication, Construction and Service
Conf. On Structural Faults and Repair, London, July 2001
- /15/ www.isiscanada.com [Zugriff 14.2.2004]
- /16/ Mayer, N.; Hofstötter, P.
Einsatz elektrischer und mechanischer Meßverfahren zur Langzeitmessung
GMA Bericht 29, Beanspruchungsanalyse – neue Entwicklungen und Anwendungen,
GESA Symposium, 10-11 Oktober 1996, Schliersee, VDI/VDE-GMA Verlag GmbH,
Seite 225-235
- /17/ Hofstötter, P.; Peter, J.
Messung der durch Erdabsenkungen hervorgerufenen Zusatzbeanspruchungen an erdverlegten Fernleitungen
Bänder, Bleche, Rohre 12 (1971) Nr 6, Seite 261 - 265
- /18/ Medhianpour, M.; Peil, U.
Forschungsbericht des SFB 477 – Teilprojekts B3, erste Förderperiode 1998 bis 2000 ,
www.sfb477.tu-bs.de [Zugriff 20.12.2004]
- /19/ Steffens, K; Wolters, P.
Experimenteller Standsicherheitsnachweis für eine Straßenbrücke unter realen Lagerungsbedingungen
Messtechnische Briefe ,19 (1983), Heft 1, Seite 7 -11
- /20/ Behrens, U.; Wirts, H.
Kraft-, Druck- und Setzungsmessungen an einem Tiefbrunnen zur Entwässerung eines Braunkohle-Abbaugebiets
Messtechnische Briefe, 19 (1983), Heft 3, Seite 53-57
- /21/ Böckmann, F.-J.
Induktive Wegaufnehmer und DMS bei Modellversuchen zur Ermittlung des Tragverhaltens von Pfahlgruppen
Messtechnische Briefe, 20 (1984), Heft 3, Seite 59-64

- /22/ Sohnius, D.
Zugkraftmessungen an Bewehrungsbändern einer Stützkonstruktion nach dem Bauverfahren bewehrte Erde
Messtechnische Briefe, 18 (1982), Heft 2, Seite 59 - 64
- /23/ Menger, Th.
Messtechnische Überwachung des Austausches eines Säulenstückes am Brandenburger Tor
Messtechnische Briefe, 38 (2002), Heft 2, Seite 2 - 7
- /24/ Quade, J.; Fiedler, L.; Reuschel, E.; Tschötschel, M.
Experimentelle Ermittlung des Trag- und Verformungsverhaltens der Klingerbrücke in Leipzig
Messtechnische Briefe, 29 (1993), Heft 1, Seite 5-9
- /25/ Marree, H.
Messen von Schienenkräften in den Eisenbahngleisen der Olifant River Brücke in der Republik Südafrika
Messtechnische Briefe, 23 (1987), Heft 2, Seite 32-38
- /26/ Park, D.-W.
Borehole Stress-Meter and Method and Apparatus for the Installation Thereof
United States Patent No. 4,542,655
- /27/ Jeschonneck, H.
Halter für das Anbringen eines Dehnungsgebers
Europäische Patentanmeldung O 344 496
- /28/ Schläpfer, B.
Aufnehmer zur Dehnungsmessung
Erfindungspatent für die Schweiz und Lichtenstein CH 685575
- /29/ Farrington, W. B.
Measurement of Surface Stress
United States Patent No. 2,927,459
- /30/ Weiler, W.
Handbuch der Physikalisch-Technischen Kraftmessung
Vieweg-Verlag, Braunschweig, Wiesbaden, ISBN 3-528-08945-8, 1993
- /31/ Internes Datenblatt der 1-MN-K-NME der PTB
- /32/ Plassa, M., Trino, A.
Factors affecting the mass stability of materials used for deadweight constructions
Proceedings of the 8th IMEKO Conference, Krakow, 1980

- /33/ Kah, L.C.; Glöckner, B.; Allgeier, T.
New Developments in Lever-Amplified Force Standard Machines
Proceedings of the 17th IMEKO Conference, Dubrovnik, 2003
- /34/ Peters, M.
Untersuchungen über das Spaltverhalten von Kolben-Zylindermaschinen zur Entwicklung von mathematischen Verfahren für die Bestimmung der wirksamen Flächen in hydraulischen Kraft-Normalmesseinrichtungen
Dissertation am der Technischen-Universität Braunschweig, 1979
- /35/ DKD-Akkreditierung der 32-MN-K-NME in Rumänien, veröffentlicht in PTB-Mitteilungen 1/98
- /36/ www.mpa.uni-stuttgart.de/mpa_de/organisation/werkstoffverhalten/bauteilverhalten_schwingpruefung/bauteilverhalten_schwingpruefung.html
[Zugriff 20.6.2004]
- /37/ Röske, D.
Zum Einfluss mechanischer Störkomponenten auf die Messung von Drehmomenten mit DMS-Aufnehmern
Dissertation an der Technischen-Universität Braunschweig,
PTB-MA-63, Braunschweig, 1999
- /38/ Peschel, D.; Brüge, A.
Calibration of Torque Measuring Devices – Step-By Step or Continuous Procedure
Proceedings of the 16th IMEKO TC3 Conference, Seoul, 1998
- /39/ Kumme, R.
Improvements of Dynamic Force Calibration
Part II, Final Report, BCR Information Applied Metrology, European Commission, Luxembourg, 1995
- /40/ Kobusch, M.; Bruns, Th.; Kumme, R.; Peters, M.
From oscillation to impact: The design of a new force calibration device at PTB
Measurement 32, 2002, pp 85-92
- /41/ Thomson, W.
On the Electro-dynamic Qualities of Metals
Philosophical Transactions of the Royal Society of London, 1856

- /42/ Hoffmann, K.
Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmessstreifen
Hottinger-Baldwin Messtechnik, Darmstadt, 1987
- /43/ Stein, P.K.
Measurement Engineering
Vol. II, 2nd Edition Chapter 21: Gage length effects, Stein Engineering Services, Inc.,
Phoenix AZ, USA
- /44/ DMS-Typenliste, Übersichtstafel der Hottinger-Baldwin Messtechnik GmbH,
Darmstadt
- /45/ Nagel, M.
*Berechnung des Wassereinflusses auf die elektrischen und dielektrischen Eigenschaften
von Verbundwerkstoffen der Hochspannungsisoliertechnik anhand der Finite-
Elemente-Methode*
Diplomarbeit am Institut für Hochspannungstechnik der Technischen-Universität
Braunschweig, 1995
- /46/ Schüle, E.
Äußere Einflüsse auf die Durchschlagspannung von Epoxidharz-Formstoffisolierungen
ETZ Bd. 20, Heft 16, Bamberg 1968
- /47/ Schober, T.,
Einsatz von Dehnungsmessstreifen bei Untersuchungen von Metall-Wasserstoff-Systemen
Messtechnische Briefe 20, (1984), Seite 11-15
- /48/ Frank, J.
Einfluss der Dicke und des Dehnungsgradienten auf das Kriechen von dünnen Biegebalken
VDI-Berichte Nr. 137 (1970), Seite 243 - 245
- /49/ Rohrbach, Chr.
Handbuch für elektrisches Messen mechanischer Größen
VDI-Verlag Düsseldorf, 1967
- /50/ Stein, P.K.
Strain Gage Transducers – Compensation for Effect of Temperature on Elastic modulus
Product engineering, March 1956, S. 196 – 198
- /51/ Kreuzer, M.
Neuartige Universal-Messverstärker
Messtechnische Briefe, 27 (1991) Heft 1, Seite 18-26

- /52/ Deutsches Institut für Normgebung eV
Leitfaden zur Angabe von Messunsicherheiten
deutsche Übersetzung des „Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement (GUM)“, Beuth Verlag, Berlin, ISBN 3-410-13405-0, 1995
- /53/ International Recommendation OIML R60:
Metrological Regulations for Load Cells (2000)
- /54/ Europäische metrologische Richtlinie WELMEC 2.4:
Guide for Load Cells (1997)
- /55/ International Recommendation OIML R76:
Nonautomatic Weighing Instruments, DIN/EN45501 (1992)
- /56/ Seiffert, J.
Grenzflächen- und Verbundprobleme in mineralisch gefüllten Epoxidharzformstoffen
Dissertation an der Technischen-Universität Braunschweig, 1999
- /57/ van de Huir, R.
Untersuchung volumen- und oberflächenspezifischer polymerer Isolierstoffe für den Hochspannungs-Freilufteinsatz
Dissertation an der Technischen-Universität Braunschweig, 1991
- /58/ Braes, D.
Finite Elemente
Springer Verlag, Berlin, ISBN 3-540-61905-4
- /59/ Schwarz, H.R.
Methode der finiten Elemente
B.G: Teubner Verlag, Stuttgart, ISBN 3-519-22349-X
- /60/ Fröhlich, P.
FEM-Leitfaden
Springer Verlag, Berlin, 1995, ISBN3-540-58643-1
- /61/ Diverse
Ansys-User´s Manual Elements
Handbuch zum Progammpaket ANSYS

- /62/ Röske, D.
Metrological Characterization of a Hexapod for a Multi-Component Calibration Device
Proceedings of the 17th IMEKO World Congress, Dubrovnik, 2003
- /63/ Oeljeklaus, M., Forschungsbericht des SFB 477 –Teilprojekts B1, zweite Förderperiode
2001 bis 2003 , www.sfb477.tu-bs.de [Zugriff 26.07.2004]
- /64/ Weißenborn, Chr.
Kalibrierung von Beschleunigungsaufnehmern bei mehrachsiger Anregung
Dissertation an der Technischen-Universität Braunschweig, 2001
- /65/ Payer, H.J.
FE-Analyse einer Glasdurchführung
Diplomarbeit am Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik, TU Wien, 1992
- /66/ Produktkatalog der Firma „Ramsey Engineering“, Oberhausen, 1999
- /67/ Mündliche Mitteilungen der Firma HBM GmbH
- /68/ Roloff; Matek
Maschinenelemente
Vieweg - Verlag, Braunschweig, 1992
- /69/ Girkmann K.
Flächentragwerke
Springer - Verlag, Wien, 1954, Seite 141 – 151
- /70/ Neuber, H.
Kerbspannungslehre
Springer - Verlag, Berlin, 1958, Seite 225 ff
- /71/ Leon, A.
Über Spannungsstörungen durch Kerben und Tellen und über die Spannungsverteilung in Verbundkörpern
Wochenschrift öffentlicher Baudienst 14, Wien, 1908, Seite 770-776
- /72/ Kirsch, G.
Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre
Zeitschrift des VDI 42, 1898. Seite 797

- /73/ Medhianpour, M.
Lebensdauervorhersage von ermüdungsbeanspruchten Stahltragwerken mit Hilfe von Monitoring und begleitenden Versuchen
Dissertation an der Technischen-Universität Braunschweig, 2002
- /74/ Tegtmeier, F.; Peters, M.
Sensor zur Dehnungs- und Spannungsaufnahme in festen Materialien
Patent beim Deutschen Patent- und Markenamt, Patent-Nr. 100 30 099, 2002
PCT Anmeldung PCT/DE01/02239, veröffentlicht unter WO01/98742 A2